

首都大学東京 学位論文

高強度鋼板の絞り成形過程における摺動摩擦挙動と
プレスモーション制御に関する研究

2013 年 9 月

首都大学東京大学院

理工学研究科 機械工学専攻

玉井 良清

目次

第1章 序論

1.1	研究の背景	1-2
1.2	鋼板表面プロファイル制御と高強度鋼板適用のための課題	1-10
1.2.1	鋼板表面粗さが摺動摩擦特性に及ぼす影響	
1.2.2	鋼板表面のプロファイル制御による潤滑性の改善	
1.2.3	高強度鋼板の絞り成形適用のための課題	
1.3	従来の研究	1-20
1.3.1	摺動距離が摺動摩擦特性に及ぼす影響	
1.3.2	プレスモーション制御	
1.4	研究の位置付けと研究の目的	1-25
1.4.1	研究の位置づけ	
1.4.2	研究の目的	
1.5	本論文の構成	1-32
1.6	参考文献	1-34

第2章 高強度鋼板の摺動摩擦特性に及ぼす面圧・速度・摺動距離の影響

2.1	はじめに	2-2
2.2	摺動摩擦特性の評価方法	2-5
2.2.1	供試材	
2.2.2	摺動摩擦試験方法	
2.3	実験結果	2-9
2.4	考察	2-13

2.4.1	面圧・速度が摺動摩擦特性に及ぼす影響	
2.4.2	摺動距離が摺動摩擦特性に及ぼす影響	
2.5	まとめ	2-36
2.6	参考文献	2-38

第3章 絞り成形時の潤滑性を改善するプレスモーション制御方法の開発

3.1	はじめに	3-2
3.2	摺動中の工具と材料の分離による潤滑性改善効果	3-4
3.2.1	供試材と実験方法	
3.2.2	実験結果	
3.3	潤滑性改善のためのモーション制御	3-9
3.3.1	新成形技術の提案	
3.3.2	絞り成形における成形性向上効果	
3.4	自動システムの開発と自動車部品モデルによる効果検証	3-17
3.4.1	サーボプレスとサーボクッションによるモーションの自動化	
3.4.2	モーション制御による成形性向上効果	
3.4.3	自動車用大型パネルでの効果検証	
3.5	まとめ	3-29
3.6	参考文献	3-31

第4章 非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析による絞り性向上に有効なプレスモーション制御の予測

4.1	はじめに	4-2
4.2	面圧・速度・摺動距離を考慮した非線形摩擦係数モデル	4-6

4.3	非線形摩擦係数モデルによる FEM 成形解析と検証実験	4-14
4.3.1	円筒絞り条件と摩擦係数モデルの評価	
4.3.2	円筒絞り実験による予測精度検証	
4.4	絞り性向上に有効なモーション制御の予測	4-22
4.4.1	円筒深絞り成形におけるモーション制御の成形性予測	
4.4.2	モーション制御の効果的な適用位置	
4.4.3	円筒絞り実験による効果検証	
4.5	まとめ	4-40
4.6	参考文献	4-43

第5章 結論

5.1	研究の成果	5-2
5.1.1	高強度鋼板の摺動摩擦特性に及ぼす面圧・速度・摺動距離の影響	
5.1.2	絞り成形時の潤滑性を改善するプレスモーション制御	
5.1.3	非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析による絞り性向上 に有効なプレスモーション制御の予測	
5.1.4	開発技術の適用範囲	
5.2	今後の展開と研究課題	5-9
5.2.1	高強度鋼板の摺動摩擦特性のメカニズム	
5.2.2	非線形摩擦係数モデルの精度向上・適用範囲拡大	
5.2.3	モーション制御の生産性向上・適用範囲拡大	
5.2.4	モーション制御の成形性予測の自動化・予測精度向上	

謝辞

第 1 章

序論

1.1 研究の背景

地球温暖化防止のため二酸化炭素の排出量を削減することは、日本の産業界にとって喫緊の課題であり、自動車産業では自動車から排出される二酸化炭素を低減するため、自動車の燃費を向上させるための技術開発が進められている。**Fig.1-1** に示すように、ガソリンエンジンと電動モータのハイブリッド駆動型の車両を除けば、自動車の燃費と車体重量の相関は非常に強い¹⁻¹⁾。また **Fig.1-2** に示すように、車体重量が増加すると二酸化炭素の排出量は比例して増加することが知られており¹⁻¹⁾、二酸化炭素の排出を削減するためには、自動車車体の軽量化が有効な手段の一つであることは明らかである。

一方で、自動車の衝突安全規制は年々厳格化しており、衝突時に乗員の安全を確保するため、頑強なボディを有する自動車の開発が進められている。世界各国では独自の NCAP (New Car Assessment Program) が第3者機関により制定され、各メーカーの車両が毎年のように衝突安全性を評価されており、その結果はインターネットなどを通じて全世界に発信されている。例えば、2013 年時点の側面衝突安全基準で最も厳しいとされる北米 IIHS (米国道路安全保険協会：Insurance Institute for Highway Safety) の SICE(Side Impact Crashworthiness Evaluation)では、大型の SUV(Sports Utility Vehicle)を想定した質量 1,500kg の大型衝突台車をテスト車両の側面に 50km/h の速度で衝突させ、乗員を模擬したダミーに発生する傷害値や車体の変形量を計測して衝突安全性を評価している¹⁻²⁾。日本の J-NCAP では、一般的な乗用車を想定した質量 950kg の衝突台車をテスト車両の側面に 55km/h の速度で衝突させて衝突安全性を評価している¹⁻³⁾。北米の SICE に比べて J-NCAP の衝突台車の車高は低いため、側面衝突時の台車の衝突位置は SICE と J-NCAP で異なる。そのため、北米の側面衝突試験で要求される

車体性能と日本の衝突試験で要求される車体性能には違いが生じる。世界各国で同じ仕様の自動車を生産・販売する自動車メーカにとっては、仕向け地毎にことなる衝突安全基準をクリアする必要がある、そのためには頑強な車体を開発しなければならない。

このように自動車の車体には、軽量で且つ高強度であるという相反する機能が要求されており、これらのニーズに応えるために自動車部品への高強度鋼板の適用が拡大してきている。Fig.1-3(a)に2010年にドイツで開催されたEuro Car Body Conferenceに出展された車両の材料構成比率を示す¹⁻⁴⁾。Euro Car Bodyは、世界各国の自動車メーカが最新の車体構造を展示・プレゼンする自動車車体のベンチマーク国際会議である。Fig.1-3(a)に示すように一部の高級車やスポーツカーは車体軽量化のためにアルミニウムなどの軽量素材を適用しているが、それ以外のほとんどの車両は鉄鋼材料を適用しており、車体の構成材料に占める鉄の比率は依然として高いことがわかる。

Fig.1-3(b)には、各車体で適用されている鉄鋼材料の鋼種別の適用比率を示す。欧州メーカでは、ホットプレス^{1-5,1-6)}を車体部品の10%前後に適用している。ホットプレスとは、鋼板を加熱炉でAc3点以上に加熱した後、プレス機に送給しプレス成形時に金型で急冷することでマルテンサイト変態させ、引張強さ1500MPaの強度を有する部品を製造するプロセスであり、ホットプレスでは鋼板を加熱することで成形時の材料強度を低下させ、成形荷重を低減させるとともに成形性を向上させることができる。ただし、プレス下死点で10秒間程度プレス機を停止させ素材を急冷させてマルテンサイト変態させる必要があるために生産性が低いという課題と、大型加熱炉などの設備投資やランニングコストが高額であるなどの課題があり、適用は一部の車体骨格部品に留まっている。したがって、ほとんどの自動車部品は、DP(Dual Phase：2相組織強化型)や

HSLA(High Strength Low Alloy Steel：析出強化型)，TRIP(TRansformation Induced Plasticity：変態誘起塑性型)といった色々な強化機構を用いた高強度鋼板を用いて、室温プレスで製造されているのが現状である。

Fig.1-4 に、日本と欧州における自動車部品への高強度鋼板適用比率の推移を示す¹⁻⁷⁾。日本では欧州に比べて、比較的早い時期から自動車部品への高強度鋼板の適用が進められてきた。日本の鉄鋼メーカーは自動車メーカーの車体軽量化に対するニーズに応えるべく高強度鋼板の開発を推進し、世界に先駆けて自動車用部品に適用可能な伸び特性に優れた 980～1180MPa 級高強度鋼板を開発してきた。**Fig.1-5** に 2007 年モデルの日本車と 2010 年モデルの欧州車における強度別の材料適用比率を示す。日本では自動車部品に適用可能な 980MPa 級高強度鋼板が早い時期から開発されてきた結果、自動車部品への 980MPa 級鋼板適用比率は 12%と高い。これに対し欧州では、590MPa 超えの強度の材料についてはホットプレスを適用する傾向が強い。これは欧州における高強度鋼板の開発の遅れや、欧州では高強度鋼板を加工することができるプレス加工業者が日本に比べて少ないことなどが原因と考えられている。したがって、高強度鋼板の開発の歴史は欧州に比べて日本の方が古く、高強度鋼板の利用技術に関する研究は日本が世界をリードしてきた背景がある。

Fig.1-6 に示すように、鋼板は材料強度が上昇するとともに全伸びや r 値といった特性が劣化するため¹⁻⁸⁾、高強度鋼板は軟鋼板（引張強さ 270MPa）などに比べてプレス成形が難しい。難成形である高強度鋼板を自動車部品に適用するためには、

- | | |
|-------------------------|---------|
| ① 高強度鋼板の材料特性の改善 | ・・・材料 |
| ② 成形性向上技術（摺動摩擦特性の改善）の開発 | ・・・工法 |
| ③ 部品デザインの適正化（成形難易度の緩和） | ・・・部品設計 |

などの対策が必要である。

鉄鋼メーカーでは高伸び型や高穴広げ型などの成形性に優れた高強度鋼板を開発しているが¹⁻⁹⁾、材料の高強度化により劣化した伸びや穴広げ性などの特性を、完全に補償できるレベルには達していない。そのため、自動車部品のように絞り・張出し成形が混在する複雑形状の部品に高強度鋼板を適用することは容易ではない。このような課題に対し、自動車メーカーでは **Fig.1-7** に示すように従来一体で成形していた部品を 2 分割にして成形を容易にしたり、絞り成形で製造していた部品を曲げ成形主体の部品形状に変更したりするなどの対策を行ってきた¹⁻¹⁰⁾。しかし、部品を分割することで金型の数が増加し製造コストが増えることや、部品を曲げ成形主体の形状にすることでフランジ部が不連続となり部品の剛性が低下するなどの新たな問題が発生している。したがって、車体の軽量化、衝突安全性向上、車体剛性の向上、低コスト化などの要求を満足させるためには、高強度鋼板を絞り成形により自動車部品に適用する技術を開発することが解決手段の一つになる。

高強度鋼板を有効に活用するためには高強度鋼板の成形性を改善する加工技術の開発が必要であり、そのニーズは年々高まってきている。本研究では、自動車部品のような大型パネルの絞り成形に高強度鋼板を適用するために、高強度鋼板の摺動摩擦特性を明らかにし、絞り成形時の金型と被加工材間の潤滑性を改善できる成形性向上技術を提案する。

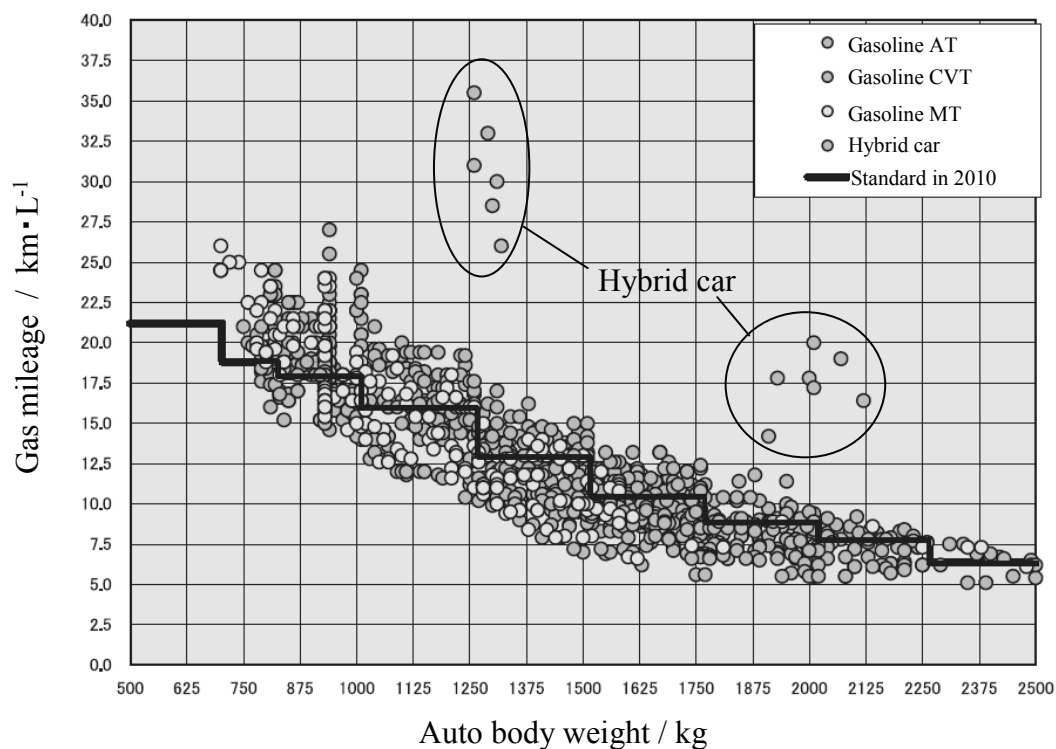


Fig.1-1 Relationship between gas mileage and auto body weight

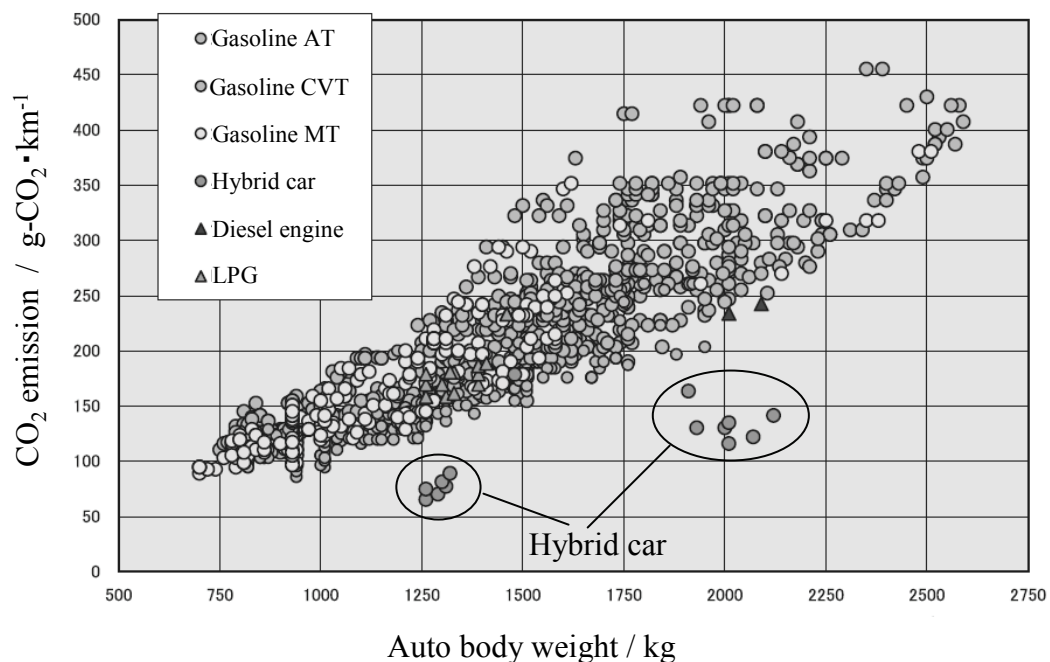
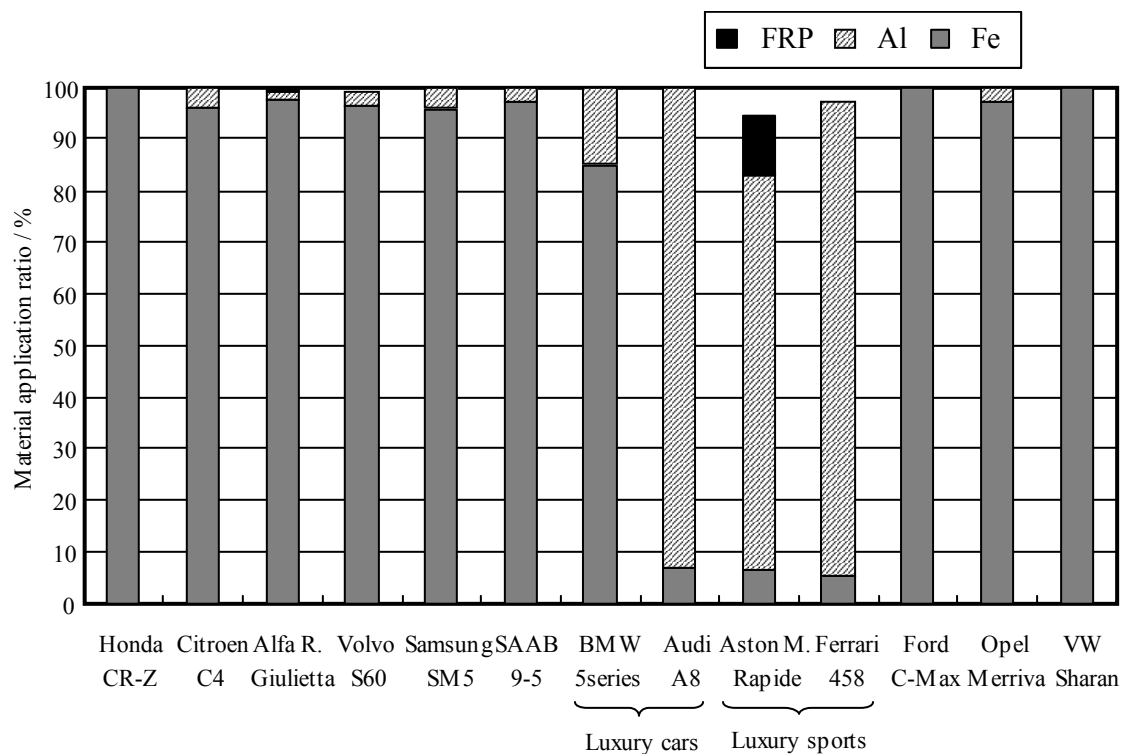
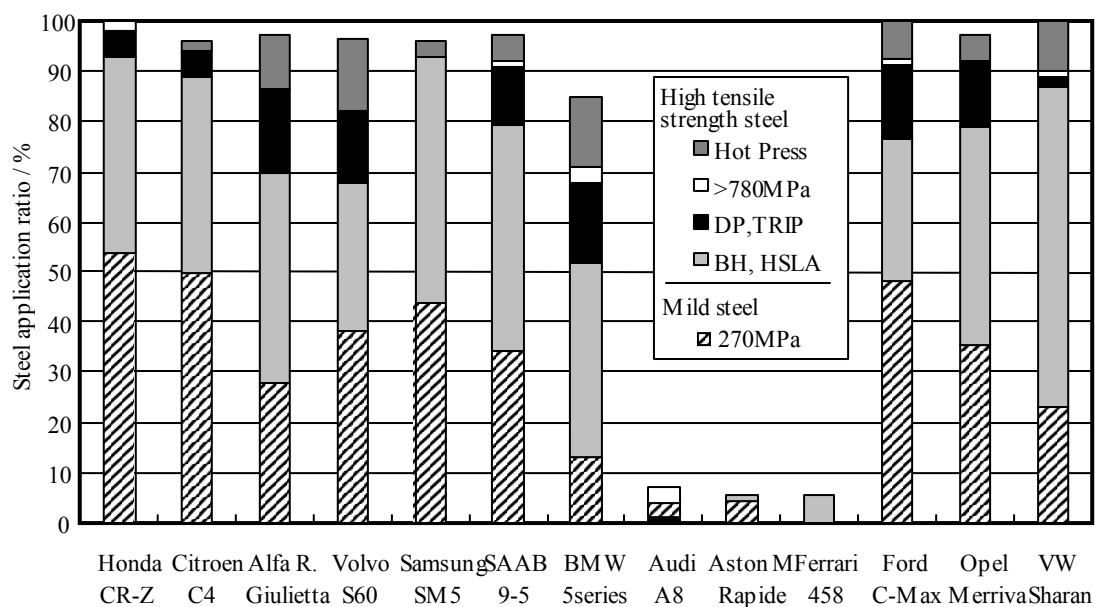


Fig.1-2 Relationship between amount of CO₂ emission and auto body weight



(a) Material application ratio



(b) High tensile strength steel application ratio

Fig.1-3 Ratio of material applications to recent automobile bodies

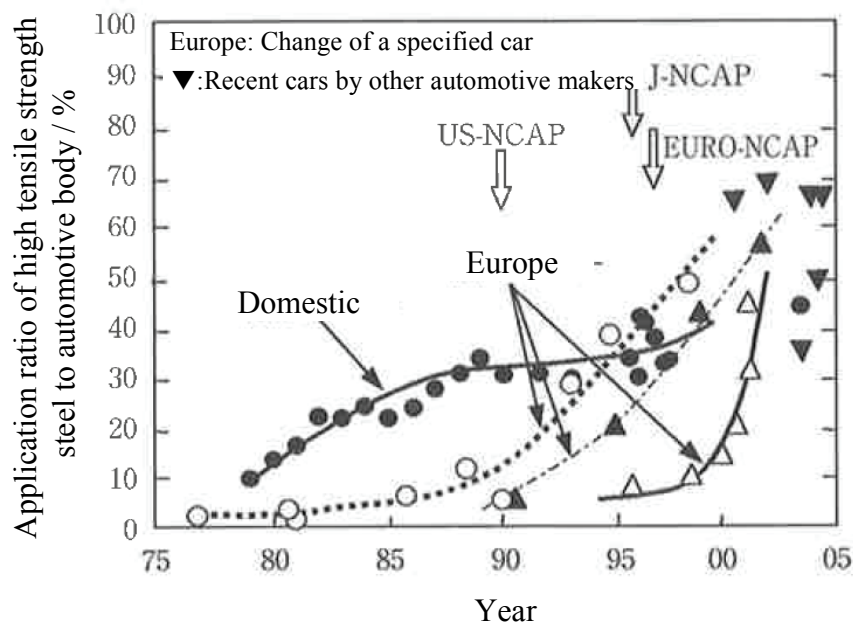


Fig.1-4 Annual change of application ratio of high tensile strength steel to automotive body parts in Japan and Europe

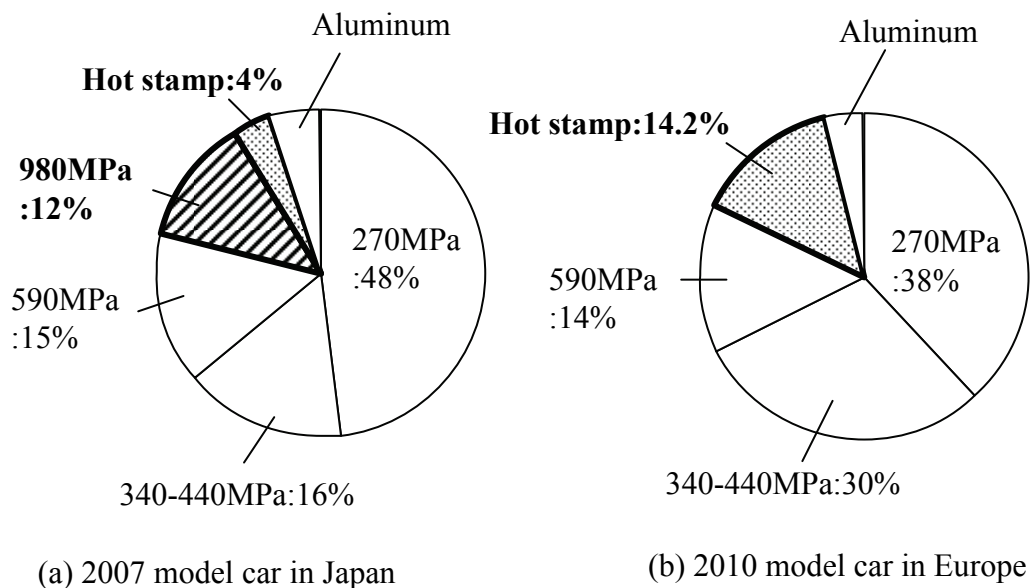


Fig.1-5 Comparison of application of high tensile strength steel to automotive body parts in Japan and Europe

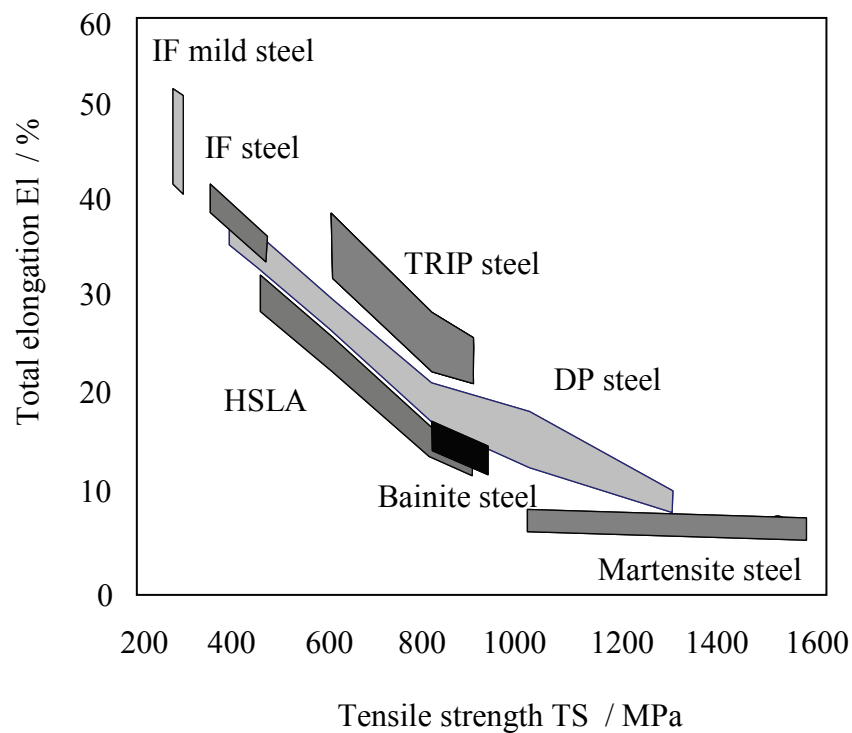


Fig.1-6 Relationship between tensile strength and elongation of steel sheets

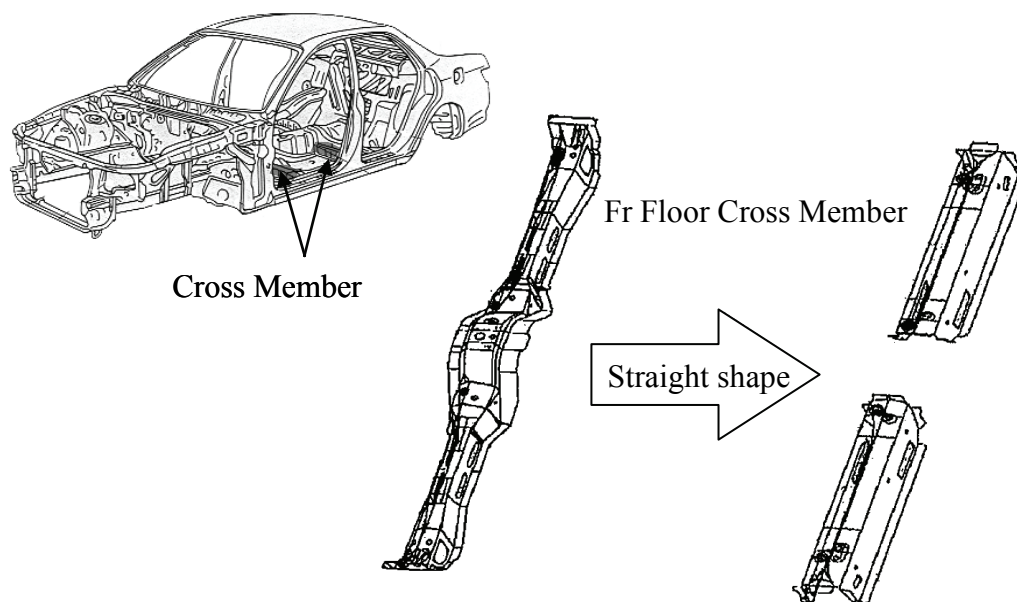


Fig.1-7 Example of design change to apply high tensile strength steel sheets to automotive parts

1.2 鋼板表面プロファイル制御と高強度鋼板適用のための課題

薄鋼板のプレス成形性を向上させるためには、鋼板の機械特性や金型と鋼板間の摺動摩擦特性を改善することが有効である。

プレス成形性に影響を及ぼす材料の機械特性値としては、全伸び、局部伸び、ランクフォード値、加工硬化指数、ひずみ速度依存性などがあり、高強度鋼板の全伸びやランクフォード値などを改善する試みが鉄鋼メーカ各社で実施されている。

一方、金型と鋼板間の摺動摩擦特性に及ぼす影響因子としては

- ①摺動条件 : 面圧, 速度, 摺動距離, 温度
- ②潤滑油 : 粘度, 添加剤
- ③金型 : 金型材質, 表面処理, 硬度, 表面粗さ, 金型長さ
- ④鋼板 : めっき, 潤滑被膜, 表面粗さ (プロファイル)

などがある。金型と鋼板間の摺動摩擦特性に及ぼす影響因子の中でも、鋼板表面粗さは摺動摩擦特性を制御することができる材料側の数少ない制御因子の一つであり、鋼板表面粗さが摺動摩擦特性に及ぼす影響については軟質の材料を中心に多くの研究が行われてきた。

鋼板と金型間の摺動摩擦特性を改善し摩擦係数を低減することで、絞り成形時のフランジ部の流入抵抗を低減することができる。同じしわ抑え力の条件下では、摩擦係数が低い場合には絞り成形時の成形荷重が低くなり縦壁での割れは発生しにくくなる。したがって摩擦係数を低減することにより、フランジ部にしわが発生することなく縦壁部に割れが発生することのないしわ抑え力の範囲（成形余裕度）が拡大し、絞り成形時の成形性が向上することになる。本研究では、絞り成形時の成形余裕度が拡大することを絞り成形性が向上すると定

義する.

1.2.1 鋼板表面粗さが摺動摩擦特性に及ぼす影響

鋼板と工具間の塑性加工界面のミクロな接触状況は、鋼板と工具間の摺動摩擦特性に大きな影響を及ぼす. 鋼板表面の凸部は、油膜を介して工具との間で境界摩擦状態を形成し、鋼板表面の凹部は潤滑油を封入し流体潤滑状態を形成する. 鋼板と工具の間では、境界摩擦と流体摩擦が混在する混合潤滑状態が形成される¹⁻¹¹⁾.

また、鋼板表面の凸部はプレス成形時に塑性変形を受けて平坦化されるため、表面プロファイルはプレス成形中にも変化していくことが推察され、プレス成形時の鋼板と金型間の摺動摩擦特性は複雑な挙動を示す.

Emmens¹⁻¹²⁾は、低面圧下での摩擦係数と鋼板表面粗さについて研究し、表面粗さが大きい場合には混合潤滑が生じにくく、摩擦係数を低下させるためには高面圧を負荷する必要があるとしている. 小豆島ら¹⁻¹³⁾は冷延鋼板やめっき鋼板の平板摺動試験を行い、高接触面圧の条件下では面圧の上昇とともに摩擦係数が低下することを示しており、その原因として面圧の増加とともに材料表面突起の平坦化が成長し、潤滑油が凹部にトラップされて発生する静水圧による現象であることを示している. また同じく小豆島ら¹⁻¹⁴⁾は、300～1000MPa 級高張力鋼板を用いた平板摺動試験を行い、素材強度に応じて摩擦係数が減少し始める接触面圧は異なるが、素材の表面凸部の塑性流動応力により接触面圧を無次元化することで摩擦係数を整理することができることを示しており、表面突起の平坦化と摩擦係数減少を関係付けた. 凹部に生成される潤滑油のマイクロプールの存在については、小豆島¹⁻¹³⁾らや片岡ら¹⁻¹⁵⁾により実験的に確認されており、凹部への潤滑油の封入による摩擦係数低下のメカニズムが明らかにされている.

算術平均粗さなどの鋼板表面粗さのパラメータと摩擦係数の関係に関して、飯塚ら¹⁻¹⁶⁾は **Fig.1-8** に示すように、引張強さ 440MPa 級までの鋼板を用い、表面粗さの異なるダル鋼板の摩擦係数を調査し、表面粗さが小さくなると摩擦係数が低くなることを報告している。Stebut¹⁻¹⁷⁾は摺動時の面圧による鋼板表面凸部の変化と表面粗さのパラメータの関係を考察しており、面圧による鋼板プロフィール変化が摩擦係数に影響を及ぼすことが推察される。鋼板表面粗さと成形性については、例えば Fukui ら¹⁻¹⁸⁾は **Fig.1-9** に示すようにショットダル鋼板を用いた円筒絞り実験から、表面粗さが小さくなると摩擦係数が低下し成形性が向上することを報告している。

以上のように、鋼板表面粗さと摩擦係数の関係に関する研究事例は多く^{1-19~21)}、摺動を受けた鋼板表面凸部の平坦化やそれにより発生する独立した凹部への潤滑油の封入などと摩擦係数の挙動が関係付けられている。ただし、そのほとんどが軟質の材料に関する研究事例であり、引張強さ 590~980MPa 級の高強度鋼板に関する研究事例は少ない。

1.2.2 鋼板表面のプロファイル制御による潤滑性の改善

鋼板の表面粗さは鋼板と金型間の摺動摩擦特性に大きな影響を及ぼす。特に圧延ままの凹凸形状を呈する表面プロファイルの場合は、高面圧の条件下ではプレス成形中に表面凸部が潰され平坦化されるため、表面プロファイルは成形途中に変化しそれに応じて摺動摩擦特性も変化することになる。潤滑油が潤沢に存在する場合には、鋼板表面凸部が平坦化されると、残存した凹部に潤滑油が封入され流体潤滑領域が拡大されることで、鋼板と工具間の摩擦係数は小さくなる傾向にある。

このメカニズムに着目し、鋼板表面に予め平坦部および独立した凹部が存在

するようなプロファイルを形成することで、摺動摩擦特性を改善する技術が開発されてきた。鋼板表面への凹凸の付与には、ショットダルロール、レーザダルロールや放電加工ロールなどのダル加工されたロールを用いて、調質圧延によりロールの表面パターンを鋼板に転写する方法が適用されてきた。特にレーザダル加工は、**Fig.1-10**に示すようにCO₂レーザの連続光をチョッパーで分断し、回転するロール表面に照射することでロール表面に微細なクレーターを加工する方法であり、表面プロファイルを任意に制御することができる。**Fig.1-11**にショットダルロールおよびレーザダルロールにより圧延された鋼板表面のプロファイルを示す。ショットダルロールとはことなり、レーザダルロールの場合は規則正しく配置された凹凸が付与されたダルロールにより鋼板の表面粗さを制御できることがわかる¹⁻²²⁾。**Fig.1-12**に示すように、潤滑油が十分に存在する場合と潤滑油が不足する場合とでは、鋼板と金型間の摩擦係数は鋼板表面粗さの変化に対してことなる傾向を示すことが知られており、鋼板の使用環境に応じてレーザダル鋼板の表面粗さを選択し、摩擦係数を低い状態に制御することもできる。

このような摺動摩擦特性の改善効果に加え、レーザダル鋼板は塗装鮮映性などの表面品質にも優れるため、主に自動車用の外板パネル用途向けに開発¹⁻²³⁾されてきたが、**Fig.1-13**に示すように従来のショットダル鋼板に比べてプレス成形時の摩擦係数が低いという特長がある¹⁻²⁴⁾。これは、レーザダル鋼板表面の凹部における潤滑油の封じ込めと平坦部への潤滑油の導入効果によるものと推定される。**Fig.1-14**にUjiharaらの角筒絞り成形結果¹⁻²²⁾を示すが、ショットダル鋼板に比べ表面粗さの小さいレーザダル鋼板では板厚減少率が緩和され、表面粗さの大きいレーザダル鋼板では板厚減少率が増加することがわかる。このようにレーザダル鋼板の表面粗さを制御することでプレス成形性を制御することが

可能であり、鋼板表面粗さ制御は鋼板と金型間の潤滑性を改善しプレス成形性を向上させる有効な手段であるといえる。

一方、ロール表面パターンの被圧延材への転写率は、材料の圧下率や板厚に依存するが、材料強度の影響は比較的小さいことが知られている^{1-25,1-26)}。Fig.1-15に示すように高強度材にロールパターンを転写するためには、軟質の材料と同じ伸び率（圧下率）で圧延する必要がある、高強度材の圧延荷重は軟質材に比べ高くなる。圧延荷重が高いと圧延材の材質変動やその他の外乱による通板中の荷重変動が相対的に大きくなるため、コイル内で板形状変化が生じやすい。したがって、レーザダル圧延を高強度鋼板に適用する場合には、圧延荷重が高くなり通板が不安定になりやすいという問題がある。

レーザダル圧延を高強度鋼板に適用する上でのもう一つの大きな課題は、ロール摩耗によるダルロールの表面粗さ変化である。Fig.1-16に圧延距離（ロール回転数）とダルロール表面粗さの関係を示す¹⁻²⁷⁾。圧延距離が長くなるとロールの表面粗さは小さくなり、その傾向は圧延時の面圧が高いほど顕著である。したがって、レーザダルロール圧延を圧延荷重が高い高強度鋼板に適用することは、圧延操業におけるロール原単位の大幅な低下につながるため、実用上難しい。

以上のことから、従来軟鋼板を中心に適用されてきた鋼板表面プロファイル制御は、薄鋼板の成形性向上技術としてその効果は期待できるが、高強度鋼板の成形性向上のための手段として活用することは困難であると言える。

1.2.3 高強度鋼板の絞り成形適用ための課題

高強度鋼板の表面プロファイル制御は困難であるため、高強度鋼板は圧延ままの凹凸形状を呈する表面プロファイルの状態でプレス成形を行う必要がある。

この場合鋼板表面の凸部は摺動距離の増加にともない変形するため、プレス成形中に摺動摩擦特性が変化すると推察される。したがって、摺動距離が長い自動車部品向けの大型パネルの絞り成形では、摺動中の鋼板表面凸部の変形による金型と被加工材間の摩擦係数の変化を無視することができなくなる。そのため、プレス成形性を予測するためには摺動距離が摩擦係数に及ぼす影響を明らかにすることが重要であり、絞り成形過程における高強度鋼板の摺動摩擦挙動の解明が課題である。

また、高強度鋼板の表面プロファイル制御は困難であるため、高強度鋼板の絞り成形性を向上させるためには、表面プロファイル制御に替わる潤滑性改善のための新しい成形技術の開発が必要である。自動車用の大型パネルの絞り成形に適用可能な潤滑性改善技術の開発が、本研究のもう一つの課題である。

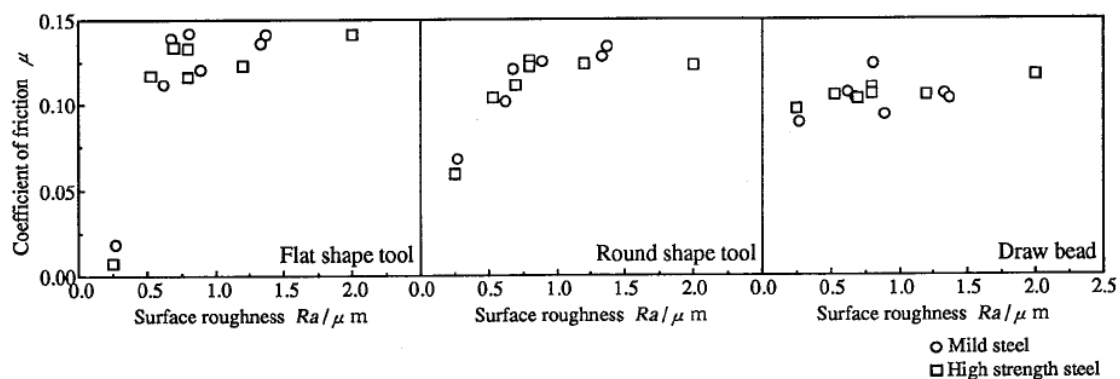


Fig.1-8 Effect of surface roughness on friction coefficients

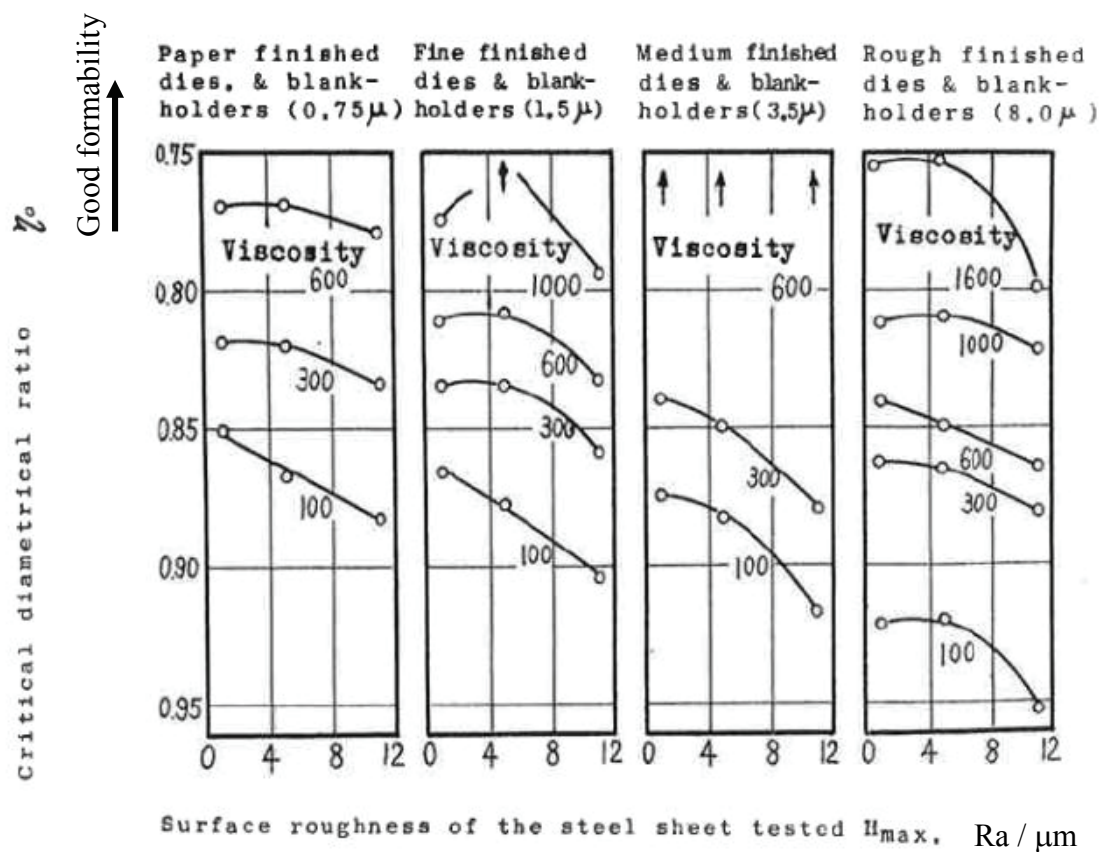


Fig.1-9 Effect of surface roughness of the steel sheets on deep-drawability. Crank press. Flat-bottomed punch. No lubricant on punch bottom. Blank dia. 110mm. \uparrow = drawn without fracture

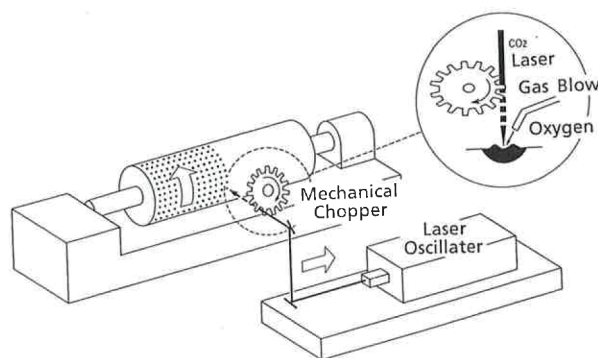


Fig.1-10 Concept of crater engraving by laser beam

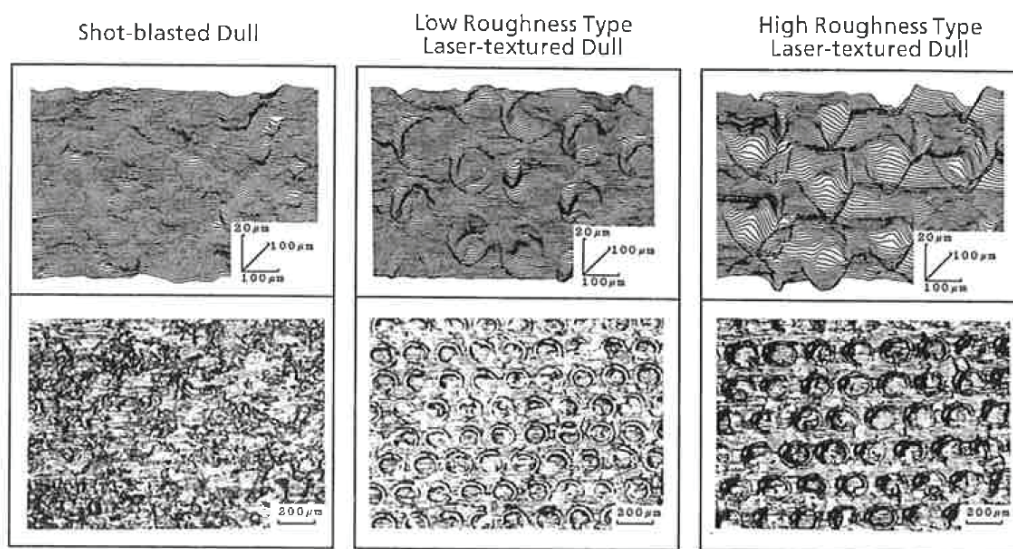


Fig.1-11 Shot blasted matte and laser textured matte surfaces showing different crater densities and surface roughness

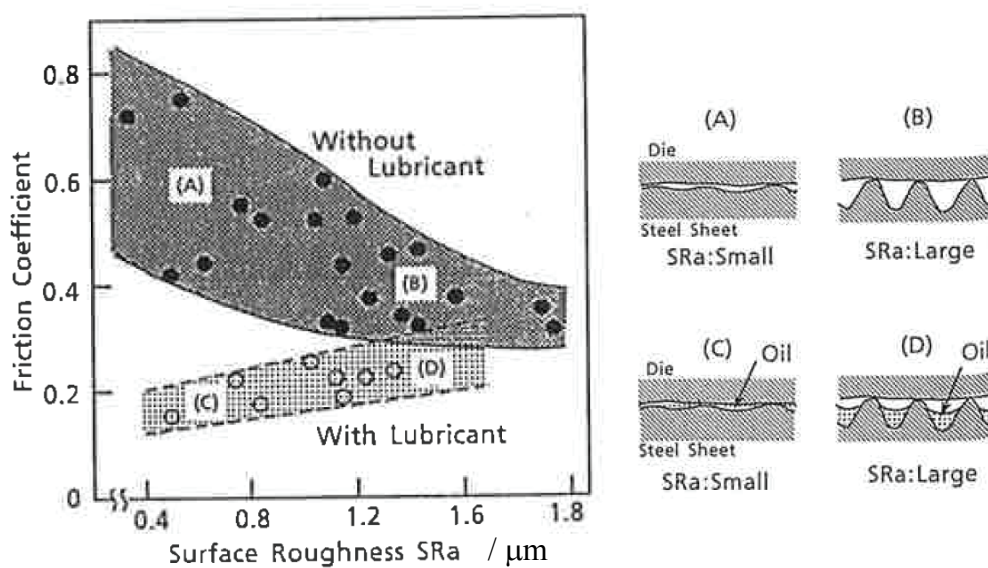


Fig.1-12 Relationship between surface roughness and friction coefficients

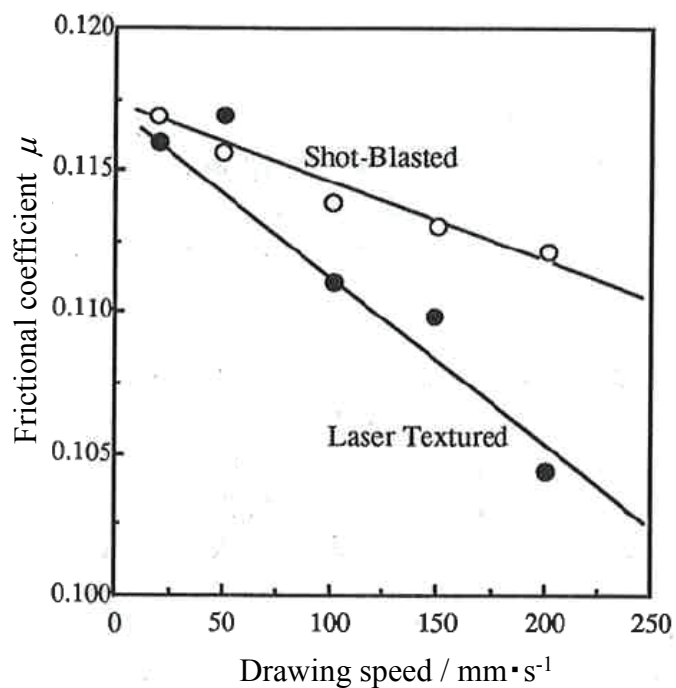


Fig.1-13 Effects of drawing speed and surface pattern on friction coefficients (TS:440MPa)

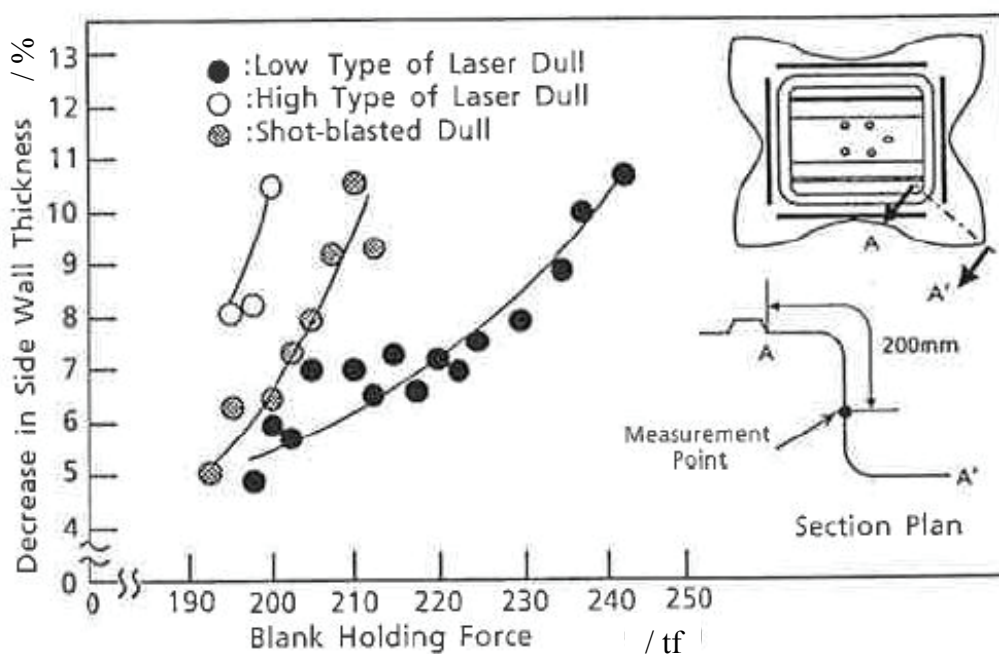


Fig.1-14 Decrease in side wall thickness of the wheel house inner

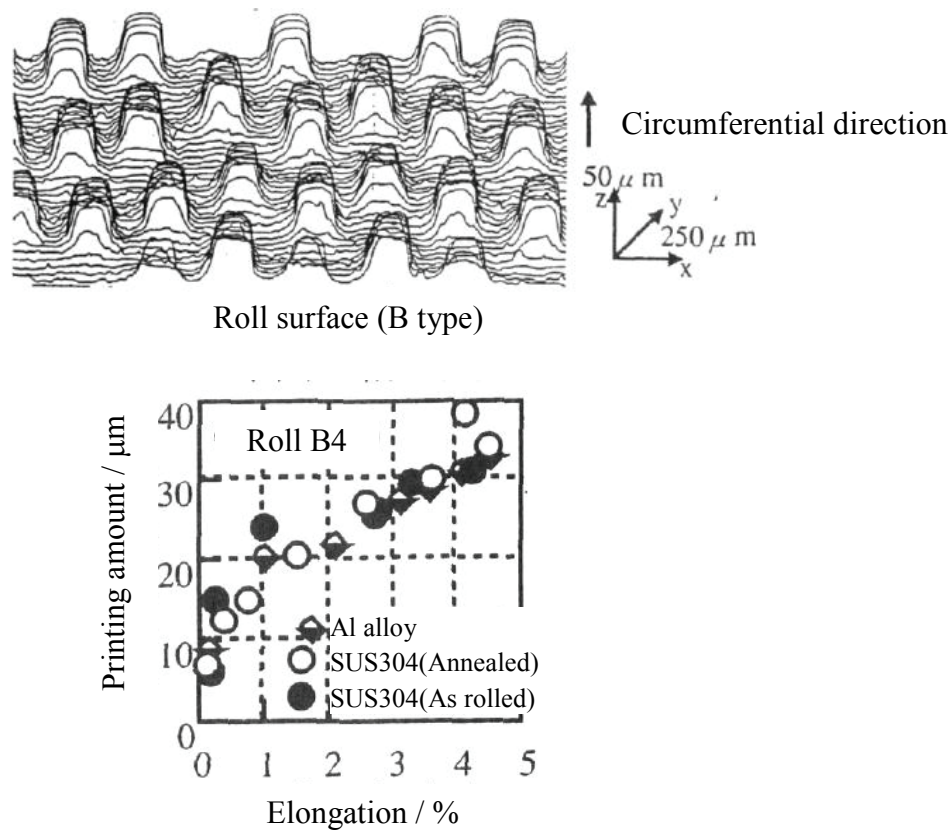


Fig.1-15 Effects of materials on amount of printing on sheet surface after rolling

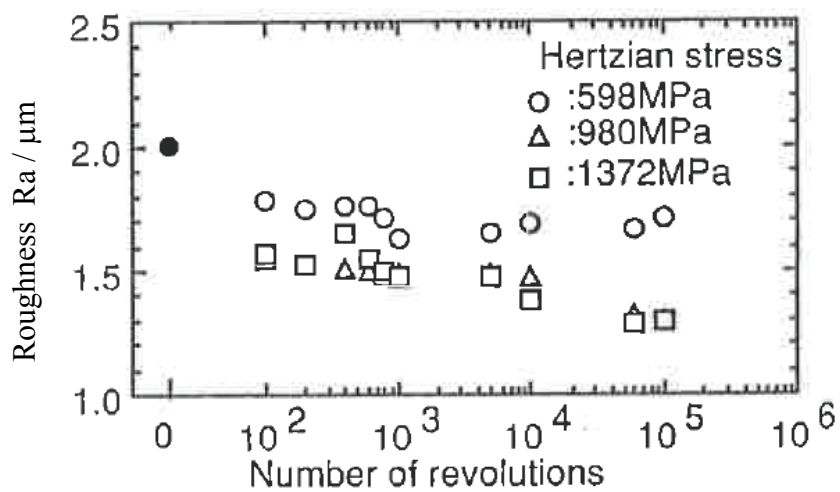


Fig.1-16 Relation between roughness and number of revolutions

1.3 従来の研究

1.3.1 摺動距離が摺動摩擦特性に及ぼす影響

摺動摩擦特性に及ぼす摺動距離の影響について、池¹⁻²⁸⁾はアルミ材を用いて摺動距離の増加により掘り起こしによる材料損傷が発生しやすいことを、古林¹⁻²⁹⁾らは摺動距離の増加により型かじり性が劣化することを報告している。これらは、接触長の短い工具に対して短冊状の材料を引き抜く方式の摺動試験による検討事例であり、摺動される材料は常に潤滑油の塗布された初期状態のまま金型に送られる試験方法である。またこれらの報告の中では、摺動距離による摩擦係数の変化は議論されていない。

小豆島ら¹⁻³⁰⁾は、ランダムなダル表面を持った鋼板を繰り返し平板摺動することで、摩擦係数が摺動回数とともに減少することを報告している。摺動回数が増加するにつれて真実接触部が拡大して真実接触部の実質面圧が低下し、真実接触部の界面での油膜が増加することにより混合潤滑状態の中の流体潤滑領域が増加し、界面でのせん断応力が低くなることが摩擦係数減少の原因であるとしている¹⁻³¹⁾。また小豆島ら¹⁻³²⁾は、自動車用の引張強さ 400,600MPa 鋼板を用いた繰り返し摺動試験を行い、降伏強度が高い材料の方が摩擦係数の減少量が小さいことを示している。降伏強さが高い材料は鋼板表面が塑性変形しにくいことが原因であるとし、繰り返し摺動回数の増加による摩擦係数の減少が鋼板表面の平坦化と関係があることを検証している。山崎¹⁻³³⁾らは 3～50mm 長さの平面工具を用い、繰り返し摺動時の摩擦係数に及ぼす工具接触長さの影響を調査しており、接触長さが摩擦係数に及ぼす影響は小さいことを報告している。橋本¹⁻³⁴⁾らは、材料の繰り返し摺動試験を行うことで摺動距離の増加により摩擦係数が増加することを示しているが、長さ 7.5mm の工具による繰り返し摺動の

累積距離と摩擦係数の関係性を評価しているため、連続的に摺動される絞り成形中の金型と材料間の摩擦係数変化は評価できていない。中村ら¹⁻³⁵⁾は、試験素板に鋼球を押し当て螺旋状にビード成形を施す方式の繰り返し摺動試験機を開発し、繰り返し摺動による摩擦係数の変化や金型への凝着などによる摩擦係数の急激な上昇を報告している。仲町ら¹⁻³⁶⁾は摺動距離 12mm の繰り返し摩擦試験により、接触摺動量の影響を摺動摩擦特性式に反映することを試みている。

これらの従来研究における摺動摩擦特性に及ぼす摺動距離の影響は、長さの短い工具による材料の繰り返し摺動試験で評価された結果であり、繰り返し摺動における累積距離と摩擦係数の関係を議論している。しかし、潤滑油が塗布された材料を短い工具により繰り返し摺動する従来の摺動摩擦試験方法では、大型パネルのように連続して長距離にわたり摺動を受ける場合の摩擦係数の変化は評価できないという問題があった。高強度鋼板が適用される自動車用骨格部品の大半が成形高さ 100mm 前後であり、100～150mm 程度の距離を連続して摺動を受ける際の摺動摩擦挙動を明らかにすることが課題である。

また、従来の研究は軟質の材料を対象とした研究がほとんどであり、高強度鋼板の摺動摩擦特性を実験的に明らかにする必要がある。

1.3.2 プレスモーション制御

薄鋼板の成形性を向上させる技術として、プレス機のスライドの動作を任意に制御できるサーボプレス¹⁻³⁷⁾を活用したプレスモーション制御（以下、モーション制御と示す）が検討されている¹⁻³⁸⁾が、モーション制御を活用した加工技術に関する研究の歴史は比較的新しいと言える。これは応答性に優れた電動サーボプレス機の開発が始まった時期に、利用技術の研究が本格的に検討され始めたことが理由の一つである。

サーボプレスによるモーション制御を利用した加工技術の先駆けとして、せん断加工が代表例に挙げられる。小坂田ら¹⁻³⁹⁾はせん断速度をストローク内で2段階に制御してせん断加工時の騒音を低減させることができることを報告している。古閑ら¹⁻⁴⁰⁾は、せん断加工時の破断直前に加工速度を減速させることで騒音を防止する方法を提案している。またスライドの上下加工を利用し、半抜きした状態で押戻しを行ったのちせん断を再開することで、バリの無い切り口を得ることができるかえり無しせん断加工技術も提案されている¹⁻⁴¹⁾。

薄板成形におけるモーション制御を活用した成形性向上技術の研究は、ここ10年くらいに集中しており新しい研究分野である。古くから検討されてきた金型の超音波振動による成形性向上技術^{1-42,1-43)}は、モーション制御の前身とも言える技術である。金型振動付加技術では、超音波による金型への振動付加により、成形途中で金型と被加工材が離れて潤滑性が改善されることが成形性向上の原因の一つであるとされてきた。金型と被加工材が離れることにより摩擦界面に潤滑油が再流入することが成形性改善のメカニズムである。このメカニズムを検証するため、加藤ら¹⁻⁴⁴⁾はボールオンディスク試験により、超音波振動により摩擦係数が減少することを実験的に確認している。しかしながら、超音波では自動車部品などのような大きな金型を振動させることはできず、超音波による金型振動付加技術は直径33mm程度の円筒カップ絞り成形への適用に留まっており、実部品の量産技術への適用は困難であった。

金型振動による成形性改善効果に着目し、アクチュエータを超音波からサーボプレスに置き換え、振動をスライドモーションに変えた技術が検討されてきた。サーボプレスの特徴を活かし、金型と被加工材を成形途中で離すことを特徴とした成形技術が開発され、スライド上下動を活用した各種成形方法が提案されてきた。

古閑ら¹⁻⁴⁵⁾や坂口ら¹⁻⁴⁶⁾は数 Hz の周期でスライドを上下に振動させながら板成形を行う低周波パルスモーション技術を提案し、鋼板の張出し成形性が向上することを報告している。この技術はパンチと被加工材が離れることを特徴としているが、成形性向上のメカニズムについては十分に言及されていない。久野ら¹⁻⁴⁷⁾は、ステンレス鋼板の異形角筒成形を行い、成形開始時に成形速度を減速させ、金型と材料をソフトタッチさせることでショックラインを低減し、成形ストローク下死点近傍のダイス側成形時にスライドを上下に振動させ、ダイスと被加工材を離すことで成形性が向上することを報告している。四宮ら¹⁻⁴⁸⁾は、円筒絞り成形にステップモーション（成形途中でスライドを一旦停止し後退させた後、再度成形を行う）を適用し、ステップモーションが効果的なストローク位置を実験的に検証している。これらの検討は、金型と被加工材を離れた際に生じる潤滑油の再流入による潤滑性改善効果を狙った技術であるが、摺動後の潤滑油不足による摩擦係数の増加と、金型と被加工材を離れた際に生じる摩擦係数の改善効果について詳細に検討した事例はない。

薄板成形以外の分野でも、成形途中に金型と被加工材を離すことで潤滑性を改善する技術が提案されている。前野ら¹⁻⁴⁹⁾は、板鍛造において加工中にスライドを上下させて荷重を振動させることで、金型の弾性変形により生じる金型と被加工材間の隙間を再潤滑し摩擦が低減できることを報告している。

一方で、金型と被加工材間の潤滑性改善以外の成形性向上効果を報告している事例もある。四宮ら¹⁻⁵⁰⁾は、成形途中で加工を一旦停止し、成形速度を変更することで成形性が向上することを報告している。また、Yamashita ら^{1-51,1-52)}は各種鋼板の角筒成形を行い、成形途中でスライドを段階的に停止することで成形荷重が低下し絞り成形性が向上することを示しており、応力緩和現象の影響であると報告している。Mori ら¹⁻⁵³⁾や高橋ら¹⁻⁵⁴⁾は、プレス下死点でスライドを停

止して一定時間保持することで、高強度鋼板の V 曲げ時の形状凍結性が向上することを報告している。

プレス機のスライド制御ではなく、カム機構を用いたしわ抑えへの振動付加や、サーボダイクッション装置を用いたしわ抑えのモーション制御を適用した研究事例も報告されている。内田ら¹⁻⁵⁵⁾や Mori ら¹⁻⁵⁶⁾はカム機構によりしわ抑えを低周波で振動させることで、限界絞り比が向上するとしている。金谷ら¹⁻⁵⁷⁾や Siegert¹⁻⁵⁸⁾らは、しわ抑え力を振動させることで平均しわ抑え力を減少させ、しわの発生を抑えつつ絞り成形荷重を低減できるとしている。Watanabe¹⁻⁵⁹⁾らは、サーボダイクッションを用いて、しわ抑え力を成形初期に大きくし成形後期に小さくすることで、成形性が向上することを報告している。Koyama¹⁻⁶⁰⁾らは、しわ抑え力の知的制御により円筒絞りの成形性を向上させている。

Yagami¹⁻⁶¹⁾らは、円筒絞り成形においてしわ抑え位置のモーションを制御し、スライドの動作と連動させ成形が停止しているタイミングでしわ抑え荷重を負荷しフランジに発生するしわを低減している。

自動車用部品の量産プレスに、サーボプレスによるモーション制御が適用された事例も報告されている。田岡ら¹⁻⁶²⁾や近藤ら¹⁻⁶³⁾はスライド速度制御としわ抑え力制御を組み合わせることで、サイドパネルアウターやフロントフェンダーなどの大型パネルの成形性を向上させた。Landowski ら¹⁻⁶⁴⁾はスライド速度制御を自動車シート部品に適用し形状凍結性を向上させている。

以上のように、サーボプレスやサーボクッションを活用したモーション制御は、自動車用部品のような大型パネルにも適用できる薄鋼板の成形性向上技術の一つとして期待できる。

1.4 研究の位置付けと研究の目的

1.4.1 研究の位置付け

(1) 高強度鋼板の摺動摩擦特性

Fig.1-17 に鋼板の摺動摩擦特性に関する従来の研究を、対象材の材料強度と評価した摺動摩擦試験の摺動距離との関係で整理した。摺動摩擦特性に及ぼす面圧，速度の影響についてはこれまでに多くの研究事例が報告されているが，そのほとんどが軟質の 270MPa 級鋼板を対象とし，長さの短い工具を用いた摺動距離が短い摺動摩擦試験による評価である。摺動距離の影響を評価した研究事例では，繰り返し摺動摩擦試験における累積距離と摩擦係数の関係を議論したものがほとんどであり，大型パネルの絞り成形のように長距離にわたり連続して摺動を受けるような摺動条件で，鋼板の摺動摩擦特性を評価した研究事例は少ない。

本研究では，従来研究事例がほとんどない引張強さ 590～980MPa 級の超高強度鋼板の摺動摩擦特性に及ぼす面圧，速度の影響を明らかにするとともに，長距離摺動時の摩擦係数の挙動を明らかにする。特に，大型パネルの絞り成形における金型と被加工材間の摺動摩擦特性が評価できるように，長尺工具引抜き型の摺動摩擦試験方法を提案し，長距離摺動時の 270～980MPa 級鋼板の摺動摩擦挙動を評価する。これまで評価できていなかった長距離にわたり連続して摺動を受ける場合の摺動距離と摩擦係数の関係を明らかにし，大型パネルの絞り成形において高強度鋼板の潤滑性を改善できる成形技術の開発につなげる。

(2) 絞り成形性を改善するモーション制御の開発

Fig.1-18 に，薄鋼板のプレス成形におけるモーション制御に関する研究の進展

を整理するとともに、**Table 1-1** に従来のモーション制御の特徴と本研究の目指すモーション制御を比較して本研究の位置付けを示す。プレス機スライドやしわ抑えのモーション制御については、超音波を利用した高周波での金型振動や、カム機構を活用した低周波のしわ抑え振動などが古くから研究されてきた。その後サーボプレスの開発にともない、プレス機スライドを上下に振動させる低周波のパルスモーションや、成形途中でスライドを停止もしくは後退させるステップモーションなどの研究開発が行われてきた。しかし、これらのモーション制御は周期的に金型の動作を繰り返す方法や任意の位置でスライドを動作させる方法であり、成形性向上のために有効なモーション制御の適用位置を事前に予測し、モーション制御を効率的に適用する方法については検討されていない。また、高周波の超音波振動や低周波のパルスモーションなどの振動制御は、設備上の制約から大きな金型に適用することが困難であり、自動車部品などの量産技術には適用できないという問題があった。

本研究では、従来研究事例が少ない大型パネルの絞り成形に適用できるモーション制御方法に関して、サーボプレスとサーボクッションを組み合わせたモーション制御方法を開発する。単純に金型を振動させるのではなく、成形性向上のために効果的なモーション制御適用位置をFEM成形解析により予測することで、効率的なモーションを設定することを特徴とする高強度鋼板の成形性向上技術の提案を目指す。

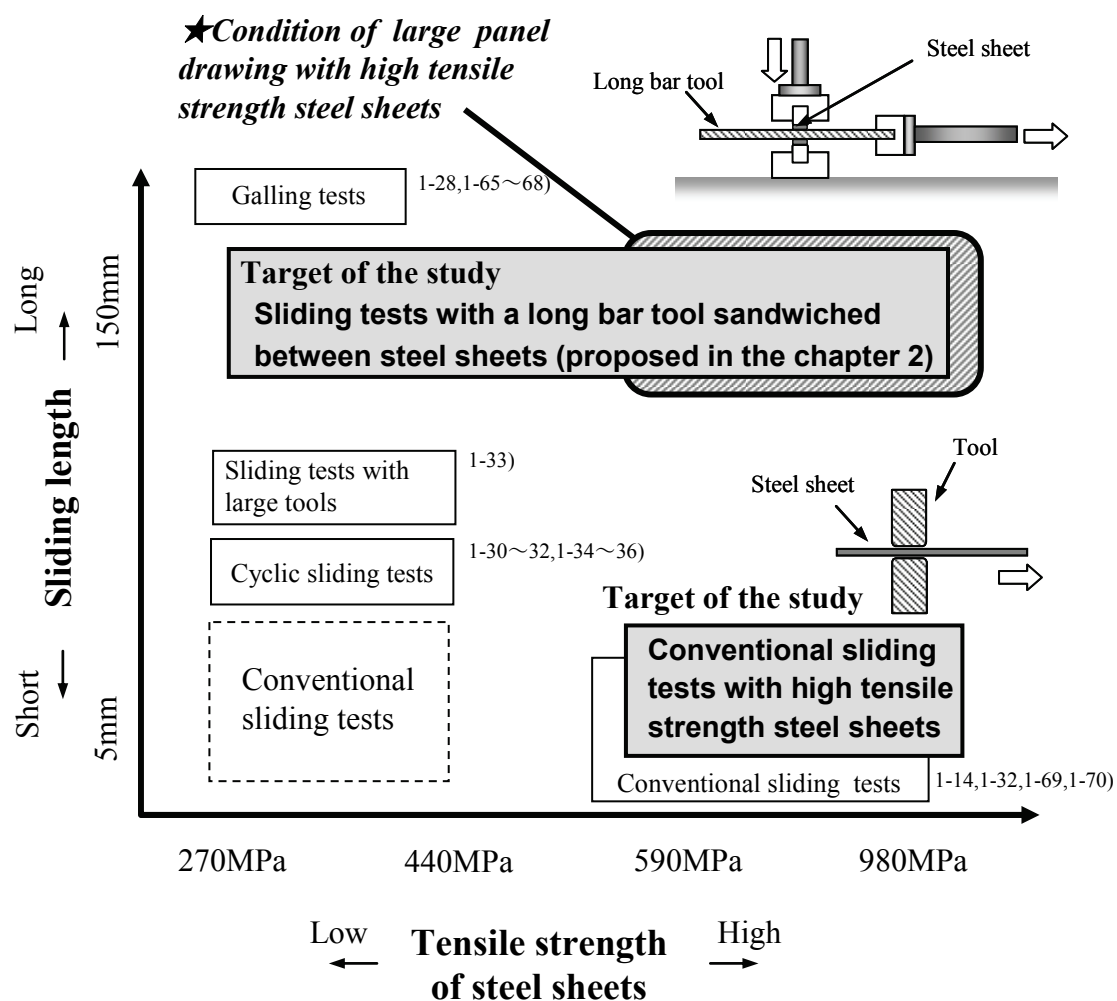


Fig.1-17 Effects of sliding length on friction coefficients between tools and steel sheets according to tensile strength of steel sheets

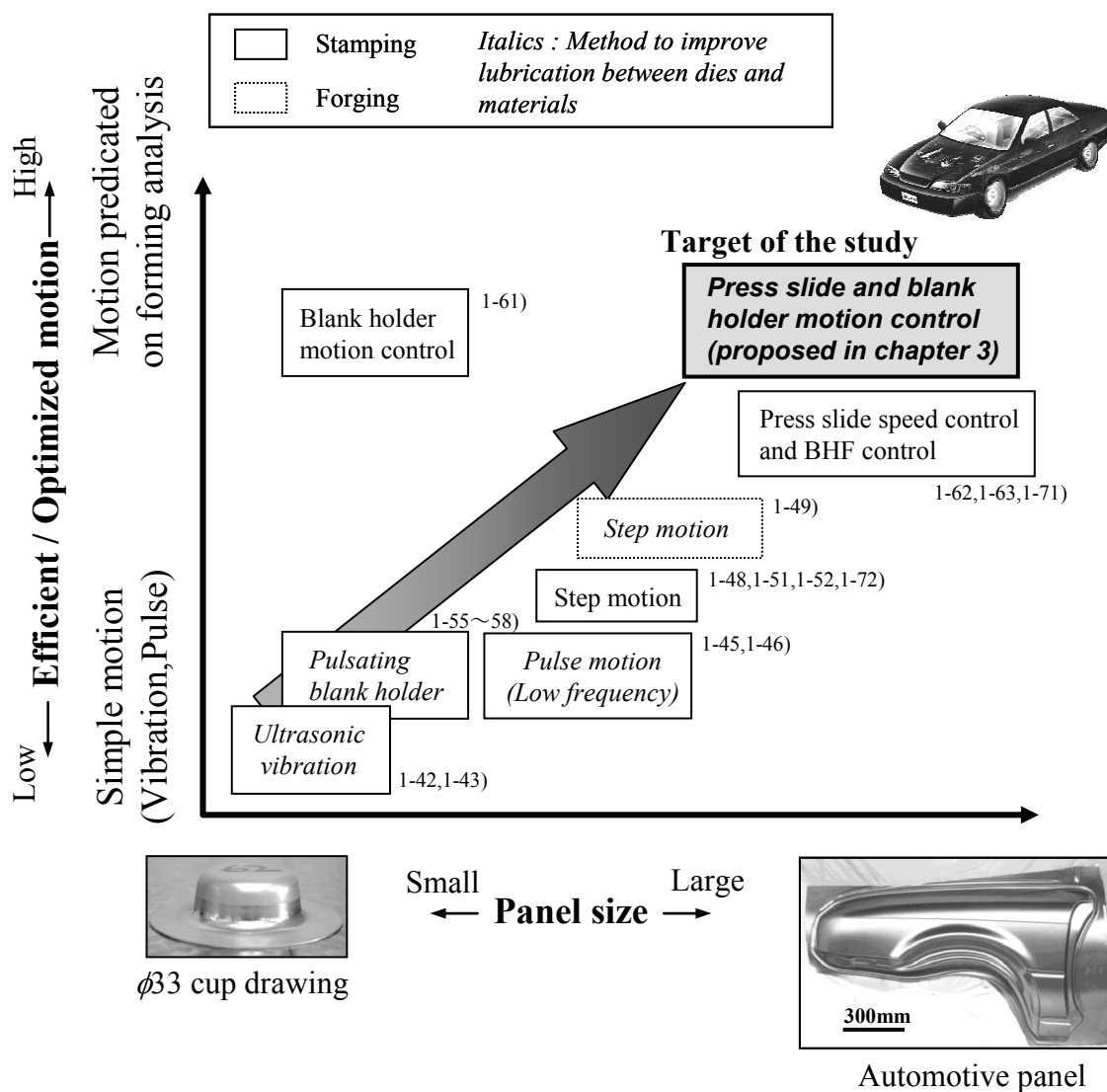


Fig.1-18 Application of press motion control according to stamped panel size

Table 1-1 Comparison of characteristics of conventional press motion control and the target of this study

	Stamped panel size	Productivity	Prediction of formability	Application to automotive mass production
Ultrasonic vibration [41,42]	×	△	×	×
Pulse motion (Low frequency) [44,45,54,57]	△	×	×	×
Step motion [47,50,51,71]	△	△	△	△
Press slide speed control and BHF control [61,62,70]	○	○	×	○
Press slide and blank holder motion control (Target of the study)	○	△	○	○

1.4.2 研究の目的

本研究では、自動車用骨格部品に適用される高強度鋼板の摺動摩擦特性を明らかにし、特に長距離にわたり連続的に摺動を受ける際の摺動摩擦特性の変化に着目した新たな非線形摩擦係数モデルを提案する。非線形摩擦係数モデルを適用した FEM 成形解析によりモーション制御の成形性を予測し、高強度鋼板の摺動摩擦特性と絞り成形性に及ぼすモーション制御の影響を明らかにするとともに、自動車部品のような大型パネルの絞り成形において、高強度鋼板のプレス成形時の潤滑性を改善することができる新しいモーション制御を提案することを目指す。

①絞り成形過程における高強度鋼板の摺動摩擦挙動の解明（第2章）

自動車用の外板パネルに適用される 270MPa 級鋼板および自動車用骨格部品に適用される 590, 980MPa 級高強度冷延鋼板を用いて、従来の研究で報告されている軟鋼板の摺動摩擦特性に及ぼす面圧、速度、摺動距離の影響と同じように高強度鋼板の摺動摩擦特性が整理できるかを検証する。特に摺動距離の影響については、長尺工具引抜き型摺動摩擦試験を実施し、長距離にわたり連続して摺動を受ける工具と材料間の摩擦係数の挙動を再現し、摺動距離の長い大型パネルの絞り成形における摩擦係数の挙動を明らかにすることを目的とする。

②非線形摩擦係数モデルの提案（第4章）

摺動摩擦試験から得られた面圧、速度、摺動距離と摩擦係数の関係から、鋼板表面プロファイルと潤滑状態の関係をモデル化して新たな非線形摩擦係数モデルを提案する。FEM 成形解析への導入が容易な摩擦係数モデル式とし、工業的にも有用性の高いモデルとする。

③絞り成形時の潤滑性を改善するプレスモーション制御の開発（第3章）

長尺工具引抜き型摺動摩擦試験で得られた摺動距離と摩擦係数の関係に関する知見に基づき、摺動距離の長い大型パネルの絞り成形において、金型と被加工材間の潤滑性を改善できる新たなモーション制御を開発することを目的とする。サーボプレスとサーボクッションを組み合わせ、モーション制御の自動制御システムを開発し、自動車部品であるサイドシルの実物大モデル金型を製作し、開発技術による高強度鋼板の成形性向上効果を実部品で検証する。

④効果的なモーション制御位置の予測方法の開発（第4章）

非線形摩擦係数モデル式を用いたFEM成形解析を実施してモーション制御適用時の成形性を予測する。効果的なモーション制御の適用位置を予測する方法を提案することを目的とし、モーション制御の効率化の可能性を検討する。

1.5 本論文の構成

本論文は、全 5 章で構成される。高強度鋼板の摺動摩擦特性に着目し、自動車部品のような大型パネルの絞り成形に有効な高強度鋼板の成形性予測および成形性向上技術に関する研究成果をまとめている。

第 1 章では、研究の背景として、自動車産業における車体軽量化のニーズと、自動車部品に高強度鋼板を適用することの重要性を述べ、本研究の工業的な有用性について概説している。自動車用外板パネルに適用される引張強さ 270MPa 級薄鋼板の成形性向上技術である、鋼板表面プロファイル制御（レーザダル鋼板）の特長を説明し、表面プロファイル制御を高強度鋼板に適用することは実用上困難であることを述べている。表面プロファイル制御に替わる高強度鋼板に適用可能な成形性向上技術として、金型と被加工材間の潤滑性を改善するモーション制御に着目し、摺動距離と摩擦係数の関係やモーション制御による摺動摩擦特性改善技術に関する従来の研究事例を整理している。高強度鋼板による大型パネルの絞り成形を対象とする本研究の位置付けを明確にし、本研究の目的を述べている。

第 2 章では、高強度鋼板の摺動摩擦特性に及ぼす面圧、速度、摺動距離の影響を摺動摩擦試験により明らかにしている。大型パネルの絞り成形では摺動距離が長くなるため、摺動距離と摩擦係数の関係を把握することが特に重要である。本研究では長尺工具引抜き型摺動摩擦試験方法を開発し、連続して長距離摺動を受ける工具と材料間の摩擦係数の挙動を定量的に評価し、従来の繰り返し摩擦試験では得られない新しい知見を得ている。摺動試験後の鋼板表面プロファイルおよび板厚方向の断面組織を観察することで、摩擦係数変化のメカニ

ズムを明らかにしている.

第3章では, 絞り成形時の潤滑性を改善するモーション制御方法を新たに提案している. 金型への振動付加による成形性向上のメカニズムに着目し, 成形途中で金型と被加工材を積極的に離すことで潤滑性を改善させる技術を開発している. サーボプレスとサーボクッションを連動させたモーション制御システムを開発するとともに, 実物大の自動車部品金型を用いて提案技術による高強度鋼板の絞り成形性向上効果を実証している.

第4章では, 第2章の摺動摩擦試験から得られた面圧, 速度, 摺動距離と摩擦係数の関係から, 鋼板表面プロファイルと摩擦係数の関係をモデル化して新しい非線形摩擦係数モデルを提案している. 非線形摩擦係数モデル式をFEM成形解析に組み込み, 比較的摺動距離の長い円筒絞り成形の成形性を予測し, 従来手法に比べて成形荷重や板厚分布などの予測精度が向上することを検証している. さらに, 非線形摩擦係数モデル式を用いたFEM成形解析により, 第3章で開発したモーション制御の成形性を予測できることを検証するとともに, 効果的なモーション制御の適用位置を予測する方法を提案し, 量産技術への適用に向けてモーション制御の効率化の可能性について述べている.

第5章では, 本研究で得られた成果をまとめるとともに, 今後の課題について述べる.

1.6 参考文献

- 1-1) 国土交通省：自動車燃費一覧,資料(2007), 12-12
- 1-2) Insurance Institute for Highway Safety : Side Impact Crashworthiness Evaluation
Crash Test Protocol (Version V),(2008).
- 1-3) 独立行政法人自動車事故対策機構：平成 23 年度側面衝突安全性能試験方法.
- 1-4) 12th International Car Body Benchmarking Conference : (2010).
- 1-5) Karbasian, H., Tekkaya, A.E. : J. Mater. Process. Tech.nol, 210(2010),
2013-2118.
- 1-6) 小嶋啓達：塑性と加工,46-534(2005), 595-599.
- 1-7) 山崎一正：塑性と加工, 46-534(2005), 565-569.
- 1-8) 占部俊明・細谷佳宏二：塑性と加工, 46-534(2005), 560-564.
- 1-9) 長谷川浩平, 金子真次郎, 瀬戸一洋：JFE 技報, 30(2012), 6-12
- 1-10) 佐藤章仁・西村信吾：塑性と加工, 44-506(2003), 202-206.
- 1-11) 村木正芳：トライボロジー, (2007), 8-9, 日刊工業新聞社.
- 1-12) Emmens, W.,C. : Proc.Int.Deep Draw.Res.Group, (1988), 63-70.
- 1-13) 小豆島明・山岸一二三・内田泰亮・今井清志：塑性と加工, 37-430(1996),
1149-1154.
- 1-14) 小豆島明・内田泰亮：日本機械学会機械材料・材料加工技術講演会講演論
文集, 4th,(1996),9-10.
- 1-15) 片岡征二・菅野恵介・木原諄二：塑性と加工, 29-325(1988), 172-177.
- 1-16) 飯塚栄治・三浦和哉・比良隆明・加藤俊之：塑性と加工, 35-404(1994),
1097-1102.

- 1-17) Stebut, J. : Wear, 109(1986), 145-155.
- 1-18) Fukui, S., Yoshida, K., Abe, K., Ozaki, K. : Sheet Metal Industries, (1963), 739-744.
- 1-19) 比良隆明・鎗田征雄・安田顕・阿部英夫：塑性と加工, 34-393(1993), 1141-1146.
- 1-20) Batalha, G.F., Filho, M.S. & Salazar, C.E.V.: Metal Forming 2000, 71-78.
- 1-21) Scheers, J., De Mare: Sheet Metal Forming Beyond 2000, Proc. of the 20th Biennial Congress (1988).
- 1-22) Ujihara, S., Hisatsune, T., Hishida, Y., Imanaka, M. & Abe, H. : Iron Steel Eng, 68-8(1991), 52-56.
- 1-23) Miura, K., Hira, T., Kato, T. : Proc. IDDRG, (1994), 85-89.
- 1-24) 飯塚栄治・三浦和哉・今中誠・加藤俊之: CAMP-ISIJ, 35-2(1993), 449.
- 1-25) 青木至：塑性と加工, 20-227(1979), 51-55.
- 1-26) 石渡亮伸・今江敏夫・北浜正法・磯辺邦夫・鎗田征雄：第46回塑性加工連合講演会講演論文集, (1995), 131-132.
- 1-27) 木村達己・石井正武・黒田茂・手柴東光・清水茂樹・川島淑：CAMP-ISIJ, 5-6(1992), 2072
- 1-28) 池浩：塑性と加工, 24-272(1983), 933-941.
- 1-29) 古林忠・山口克暁・平坂正人・吉原直武：塑性と加工, 19-204(1978), 9-16.
- 1-30) 小豆島明・長城圭一・彭梓斌：平成10年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1998), 435-436.
- 1-31) 小豆島明：第49回塑性加工連合講演会講演論文集, (1998), 365-366.
- 1-32) 小豆島明・長城圭一・彭梓斌：機講論文, No.98-1, 75-2(1998), 714-715.
- 1-33) 山崎雄司・時田裕一・小豆島明：塑性と加工, 46-537(2005), 957-961
- 1-34) 橋本浩二・栗山幸久・伊藤耿一：塑性と加工, 44-504(2003), 35-39.

- 1-35) 中村保・早川邦夫・田中繁一・今泉晴樹・柴田潤一・杉沢宗紀：塑性と加工, **46-528**(2005), 71-76
- 1-36) 仲町英治・駒田淳：平成 4 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1992), 355-358.
- 1-37) 小松勇：プレス技術, **42-5**(2004), 18-21.
- 1-38) Osakada, K. : Steel Res., **81-9**(2010), 9-16.
- 1-39) 小坂田宏造・山形知絵子・大津雅亮：平成 14 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2002), 141-142.
- 1-40) 古閑伸裕：第 58 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2007), 49-50.
- 1-41) 古閑伸裕・久保雅亮・Junlapen, K. : 塑性と加工, **48-558**(2007), 645-659.
- 1-42) 片岡征二・木原淳二・相澤龍彦・中田高志・加藤光吉：塑性と加工, **35-403**(1994), 977-982.
- 1-43) 神馬敬・春日幸生・岩木信宣・宮澤修・森栄司・伊藤勝彦・羽田野甫：塑性と加工, **23-256**(1982), 458-464.
- 1-44) 加藤光吉・片岡征二・中田高志・佐々木武三：第 50 回塑性加工連合講演会講演論文集, (1999), 105-106.
- 1-45) 古閑伸裕・浅賀将義・成川広・Junlapen, K. : 平成 18 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2006), 121-122.
- 1-46) 坂口稔・山本一：プレス技術, **48-11**(2010), 44-46.
- 1-47) 久野拓律：プレス技術, **47-1**(2009), 48-51.
- 1-48) 四宮徳章・白川信彦：第 63 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2011), 109-110.
- 1-49) 前野智美・小坂田宏造・森謙一郎：塑性と加工, **50-585**(2009), 951-955.
- 1-50) 四宮徳章・白川信彦・中本貴之：平成 22 年度塑性加工春季講演会講演論

- 文集, (2010), 35-36.
- 1-51) Yamashita, H., Nakai, H., Onose, E., Higaki, T., Sayama, M. : Proc.Int.Deep Draw.Res.Group, (2010), 167-173
- 1-52) 山下裕之, 上野宏明, 中井浩之, 檜垣貴大 : HONDA R&D Tech. Rev., 24-1(2012), 142-148.
- 1-53) Mori, K., Akita, K., Abe, Y. : Int. J Mach. Tools Manuf., **47**-2(2007), 321-325.
- 1-54) 高橋進 : 型技術, **49**-11(2011), 32-36.
- 1-55) 内田幸彦・中村孝雄 : 日本機械学会東海支部第 19 期総会講演会, (1970), 81-84.
- 1-56) Mori, T., Uchida, Y. : Proc. 21st MDTR Conf, (1980), 237-242.
- 1-57) 金谷康平・真鍋健一 : 平成 13 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2001), 299-300.
- 1-58) Siegert, K., Ziegler, M. : CIRP Ann., **46**-1(1997), 205-208.
- 1-59) Watanabe, A., Kotani, Y., Watari, H., Shimizu, T. : Mater. Sci. Forum, 654-656 (2010), 322-325.
- 1-60) Koyama, H., Manabe, K. : J. Mater. Process. Tech.nol, 143-144 (2003), 261-265.
- 1-61) Yagami, T., Manabe, K., Yamauchi, Y. : J. Mater. Process. Tech.nol, 187-188(2007), 187-191.
- 1-62) 田岡秀樹・廻秀夫・東昌幸・池原秀徳・橋本政一・河野泰幸 : 素形材, 50-12(2009), 33-38
- 1-63) 近藤剛史 : 型技術, 26-12(2011), 14-15.
- 1-64) Landowski, J. : Fabricator, 34-10(2004), 42-43.
- 1-65) 後藤善弘・若林昇八 : 塑性と加工, **30**-337(1989), 246-253.
- 1-66) 吉川勝幸・佐藤悌介・村上弘樹 : 塑性と加工, **25**-285(1984), 942-947.

- 1-67) 片桐知克：塑性と加工, **52-694**(2011), 533-537.
- 1-68) 大矢根守哉・島進・中山利秀・上田昭：塑性と加工, **22-242**(1981), 257-263.
- 1-69) 橋本浩二・磯貝栄志・吉田亨・栗山幸久：第 57 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2006), 161-162.
- 1-70) 小豆島明：プレス技術, **46-7**(2008), 48-52.
- 1-71) 中村一行：プレス技術, **50-11**(2012), 40-45..
- 1-72) 久野拓律・田村慎太郎：型技術, **27-10**(2012), 28-33.

第 2 章

高強度鋼板の摺動摩擦特性に及ぼす 面圧・速度・摺動距離の影響

2.1 はじめに

薄鋼板のプレス成形性を精度良く予測するためには、被加工材の材料モデルの高精度化のみならず、解析用パラメータの一つである金型と被加工材間の摩擦係数の正確な設定が重要である。摩擦係数が正確に設定されないと、金型への材料流入量などに予測誤差が生じ、被加工材に生じる板厚減少や成形時の荷重－ストローク特性などを精度良く予測することができない。金型と材料間の摺動摩擦特性については従来から多くの研究事例があり、金型と材料間の面圧や相対すべり速度などにより摩擦係数が変化することが報告されている^{2-1~3)}。しかし、そのほとんどが軟質の材料を対象とした研究事例である。

高強度鋼板のプレス成形では、鋼板の降伏点が高いため工具と材料間の接触面圧が増加し、摺動距離の増加にともない潤滑油の不足に起因した摩擦係数の増加や金型へのかじりが発生しやすい。近年自動車部品に引張強さ 590～980MPa 級の超高強度鋼板が採用され始めてはいるが、高強度鋼板の摺動摩擦特性に関する研究事例は少ない。特に自動車部品の大型パネルのように寸法が大きく絞り深さが深い場合には、成形時の金型と被加工材間の摺動距離は長くなる傾向にあり、摺動距離の増加にともない油膜切れが生じやすいと推察される。油膜切れに起因して生じる摩擦係数の増加は、成形性を劣化させる原因になるが、長距離にわたり連続的に摺動を受ける際の金型と材料間の摩擦係数の挙動は明らかにされていなく、成形時の摩擦係数の変化が絞り成形性に及ぼす影響を精度良く予測できていないのが現状である。

第1章で概説したように、鋼板の表面粗さを制御しプレス成形時の金型と被加工材間の潤滑性を改善する方法として、自動車用外板パネル向けに軟鋼板を素材としたレーザダル鋼板が開発されてきた。レーザダル鋼板は、レーザ加工

されたダルロールを用いて、圧延工程でロール表面の凹凸を鋼板表面に転写することで製造される。高強度鋼板は降伏強度が大きく圧延荷重が高くなるため、ロールが摩耗しやすいという問題や、外乱に対する荷重変動が大きく板形状不良が発生しやすいなどの問題があるため、レーザダル鋼板の高強度鋼板への適用は困難であり実用化されていない。したがって、高強度鋼板は圧延ままの急峻な凹凸が存在する表面プロファイルのままプレス成形されるため、高面圧や長距離摺動などの摺動条件下では表面の凸部が塑性変形し潰れやすく、成形中に鋼板表面プロファイルが変化するため、鋼板表面プロファイルと摺動摩擦特性の関係を明確にすることが重要である。

そこで本章では、自動車用パネル部品に適用される引張強さ 270MPa 級の軟質冷延鋼板、骨格部品に適用される 590MPa 級高強度冷延鋼板および 980MPa 級超高強度冷延鋼板を用いて、材料引抜き方式および工具引抜き方式の摺動摩擦試験を行い、高強度度鋼板の摺動摩擦特性に及ぼす面圧、速度、摺動距離の影響を明確にする。摺動距離の影響については、従来の研究では長さの短い工具による繰り返し摺動の累積摺動距離と摩擦係数の関係を評価する事例がほとんどであるが^{2,4,2-5)}、これに対し本研究では、長尺工具を引き抜く方式の新しい摺動摩擦試験方法を提案する。試験片の同じ位置を連続的に工具で摺動するため、摺動距離による鋼板表面のプロファイル変化や油膜切れによる摩擦係数の変化などを評価することができ、1回のプレス工程における金型と材料間の摩擦係数の変化が評価できる新しい試験方法である。

摺動前後の鋼板表面プロファイルの変化、鋼板断面組織による塑性変形状況の観察などのアプローチから、摺動条件が鋼板表面プロファイルに及ぼす影響について考察する。特に摺動摩擦試験による鋼板表面凸部の変形と摺動摩擦特性の关系到着目し、従来の研究で軟鋼板について議論されてきた摺動摩擦特性

に関するメカニズムが、軟鋼板の3倍以上の引張強さを有する超高強度鋼板においても同じように適用できるかどうかを検証するとともに、第4章で提案するFEM成形解析に適用可能な非摩擦係数モデルを構築するための基礎検討を行うことを目的とした。

2.2 摺動摩擦特性の評価方法

2.2.1 供試材

自動車用パネル部品に適用される引張強さ 270MPa 級の軟質冷延鋼板 A, 自動車用骨格部品に適用される 590MPa 級高強度冷延鋼板 B, および 980MPa 級超高強度冷延鋼板 C を用いて摺動摩擦特性を評価した。供試材の圧延直角方向の機械特性値を **Table 2-1** に示す。供試材 A,B,C の初期表面粗さは、それぞれ算術平均粗さで 0.78, 0.53, 0.33 μm であった。

2.2.2 摺動摩擦試験方法

摺動摩擦試験に用いた試験機の写真を **Fig.2-1** に示す。試験機は株式会社東京試験機製であり、JFE スチール株式会社スチール研究所千葉地区に設置されている。垂直方向に配置した油圧シリンダにより試験材を工具で挟圧し、水平方向に配置したシリンダを用いて試験材を引き抜く方式の試験機である。試験機の最大負荷荷重は 20kN, 最大引抜き速度は 200mm/s である。通常は、開発した鋼板表面の摩擦係数を測定するために用いられており、短冊状の試験材を工具で挟圧し試験材を引き抜く方式で摺動摩擦試験を実施している。本研究では試験材の同じ位置が連続して摺動された時の摩擦係数の変動を評価するため、試験材で長尺工具を挟圧し長尺工具を引き抜く方式の摺動摩擦試験方法を新たに開発した。前者の材料引抜き型摺動摩擦試験を試験 I とし、後者の長尺工具引抜き型摺動摩擦試験を試験 II とする。

試験 I の概略と工具の形状を **Fig.2-2** に示す。短冊状に加工した幅 20mm の試験片を摺動方向長さ 10mm の上下一対の工具で挟んで荷重を負荷し、試験片の引抜き力を測定する。本試験では、押付け力および引抜き速度の条件を変更し、

摩擦係数に及ぼす面圧と速度の影響を評価した。工具材質は SKD11 の工具鋼とし、工具表面は算術平均粗さで $0.12\mu\text{m}$ に仕上げた。潤滑には動粘度 $10\text{mm}^2/\text{s}$ の一般防錆油を用いた。式(2-1)にしたがい摩擦係数 μ を算出し、摺動距離 100mm の範囲の平均値で整理した。

$$\mu = F/2P \quad (2-1)$$

ここで、 F は引抜き力、 P は押付け力である。

材料引抜き型の試験 I では、表面粗さの粗い鋼板表面に十分な潤滑油が塗布されており、鋼板は常に表面の深い凹部に潤滑油が十分に蓄えられた状態で工具の中に連続的に供給される。すなわち、試験 I は、工具と鋼板表面の間に潤滑油が十分存在する状態での摩擦係数を評価するのに適した摺動摩擦試験方法であると言える。

試験 II の概略と長尺工具の形状を **Fig.2-3** に示す。本試験方法は、幅 10mm の長尺工具を上下一対の試験片で挟み、工具を引き抜く方法である。本試験では試験片の同じ位置が工具により連続して摺動されるため、摺動距離にともなう摩擦係数変化の挙動を観察することができる。工具材質は SKD11 とし、工具表面の仕上げは試験 I と同じにした。試験片には試験 I と同じ防錆油を塗布し、工具側は潤滑の影響を評価するため、脱脂（無潤滑）、一般防錆油、テフロン(PTFE) の 3 水準の潤滑条件で試験を実施した。摺動速度は 50mm/s とした。

工具引抜き型の試験 II では、工具表面の粗さは鋼板表面に比べると小さく、工具表面に蓄えられている潤滑油は少ないため、連続して摺動を受ける試験材表面では潤滑油の油膜切れが生じやすくなる。すなわち、試験 II は、摺動距離の増加により潤滑油が不足した状態での摩擦係数を評価するのに適した摺動摩擦試験方法であると言える。

Table 2-1 Mechanical properties of used materials

Steel	TS-grade	t/mm	YS/MPa	TS/MPa	El /%	r-value	Ra / μm
A	270	1.2	177	305	48	1.3	0.78
B	590	1.2	412	659	30	1.0	0.53
C	980	1.2	862	1079	9	1.0	0.33

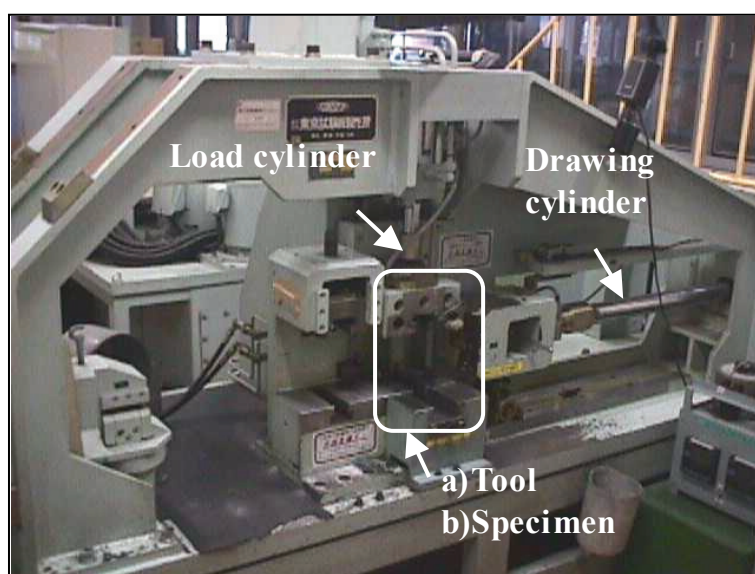


Fig. 2-1 Picture of the sliding friction test equipment used in this study

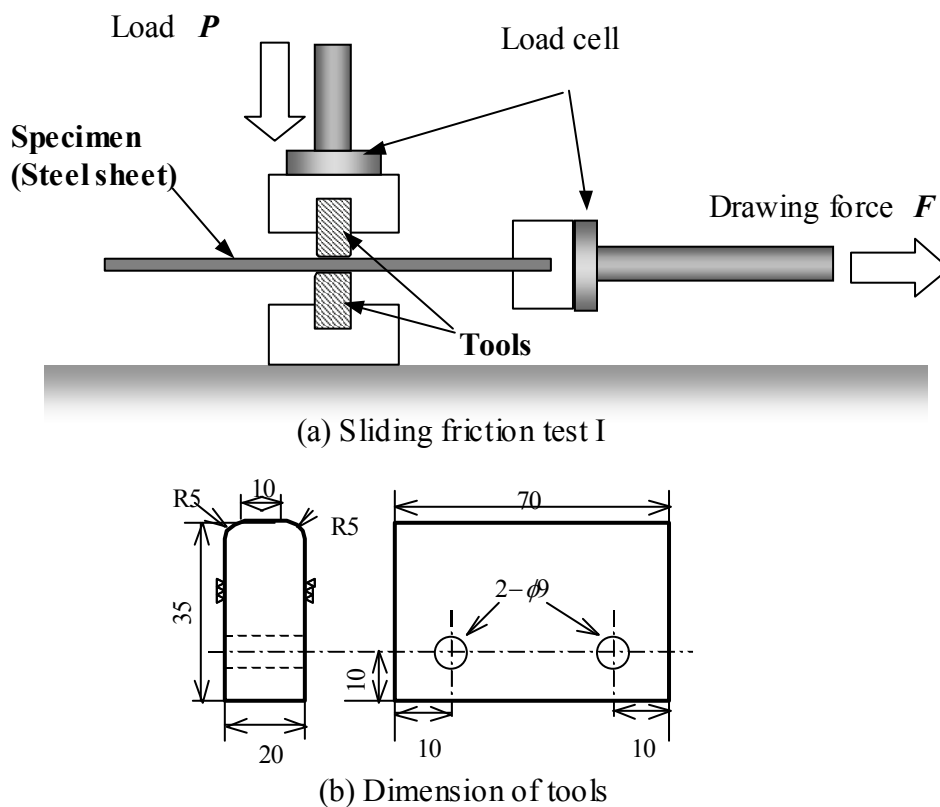


Fig. 2-2 Schematic diagram of sliding friction test I
(A steel sheet is sandwiched between tools.)

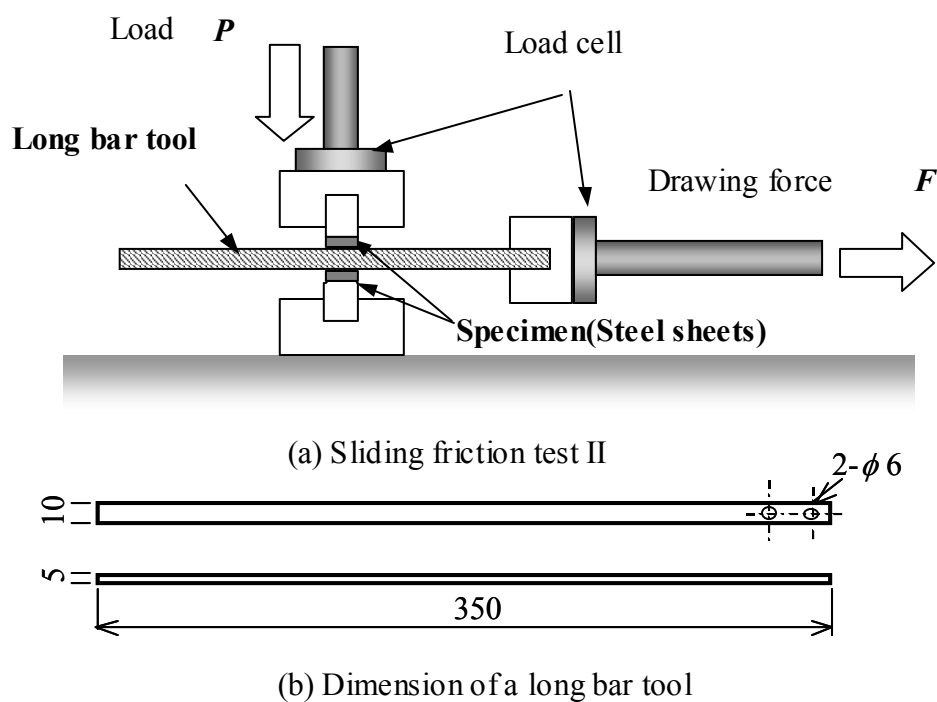


Fig. 2-3 Schematic diagram of sliding friction test II
(A long bar tool is sandwiched between steel sheets.)

2.3 実験結果

試験Ⅰにより得られた摩擦係数 μ に及ぼす面圧 p 、速度 V の影響を **Fig.2-4** に示す。高強度鋼板においても、面圧の増加にともない摩擦係数は減少する傾向にあった。供試材 A では、面圧が 40MPa を超えると材料の塑性変形が生じてしまい、摩擦係数の測定ができなかった。また、全ての材料において、摺動速度が増加すると摩擦係数は減少する傾向を示した。

試験Ⅱにより得られた摺動距離 L と摩擦係数 μ の関係を **Fig.2-5** (面圧 20MPa) に示す。工具に一般防錆油を塗布した条件では、摺動距離の増加にともない摩擦係数は緩やかに増加した。工具を脱脂した条件では、摺動距離が 15~40mm に達すると急激に摩擦係数が増加し 0.4~0.5 の高い摩擦係数に達した。工具に PTFE を塗布した条件では、摺動開始直後に摩擦係数は一旦減少し、その後は安定して低い摩擦係数値を示しており、摩擦係数が増加する傾向は見られなかった。これらの傾向は、供試材 A,B,C 全ての材料に共通して見られた。

工具に一般潤滑油を塗布した条件において、摺動時の面圧を 20~40MPa の範囲で変更した場合の、摺動距離 L と摩擦係数 μ の関係を **Fig.2-6** に示す。供試材 C では、面圧が高い条件ほど摺動距離が短い段階で摩擦係数が急激に増加した。供試材 B では面圧 40MPa の条件で摺動距離 25mm の位置で急激に摩擦係数が増加した。供試材 A では急激な摩擦係数の上昇は見られず、摺動距離の増加にともない緩やかに摩擦係数が増加した。全ての供試材において、摩擦係数が急激に増加する前の摺動距離の範囲では、摺動距離の増加にともなう摩擦係数の増加率は面圧によらずほぼ同じ程度であった。

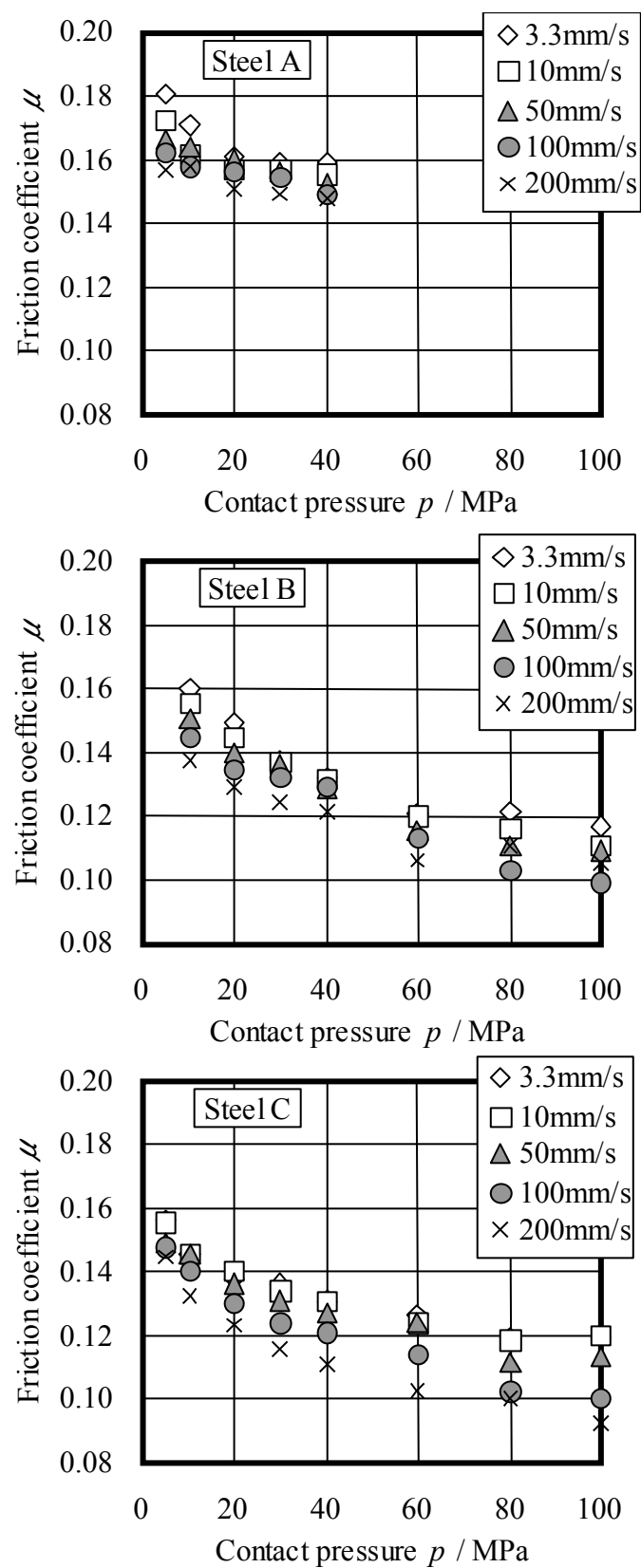


Fig. 2-4 Effects of contact pressure and sliding velocity on friction coefficients

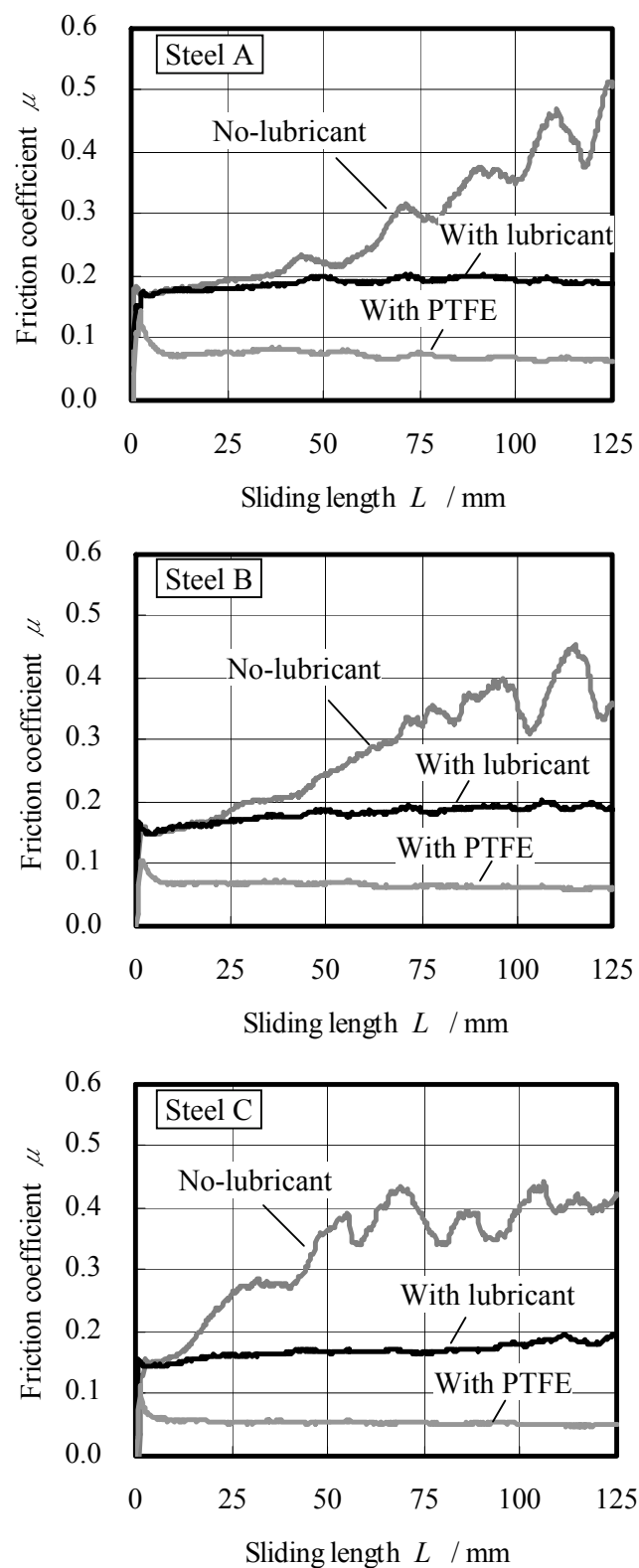


Fig. 2-5 Effects of sliding length on friction coefficients

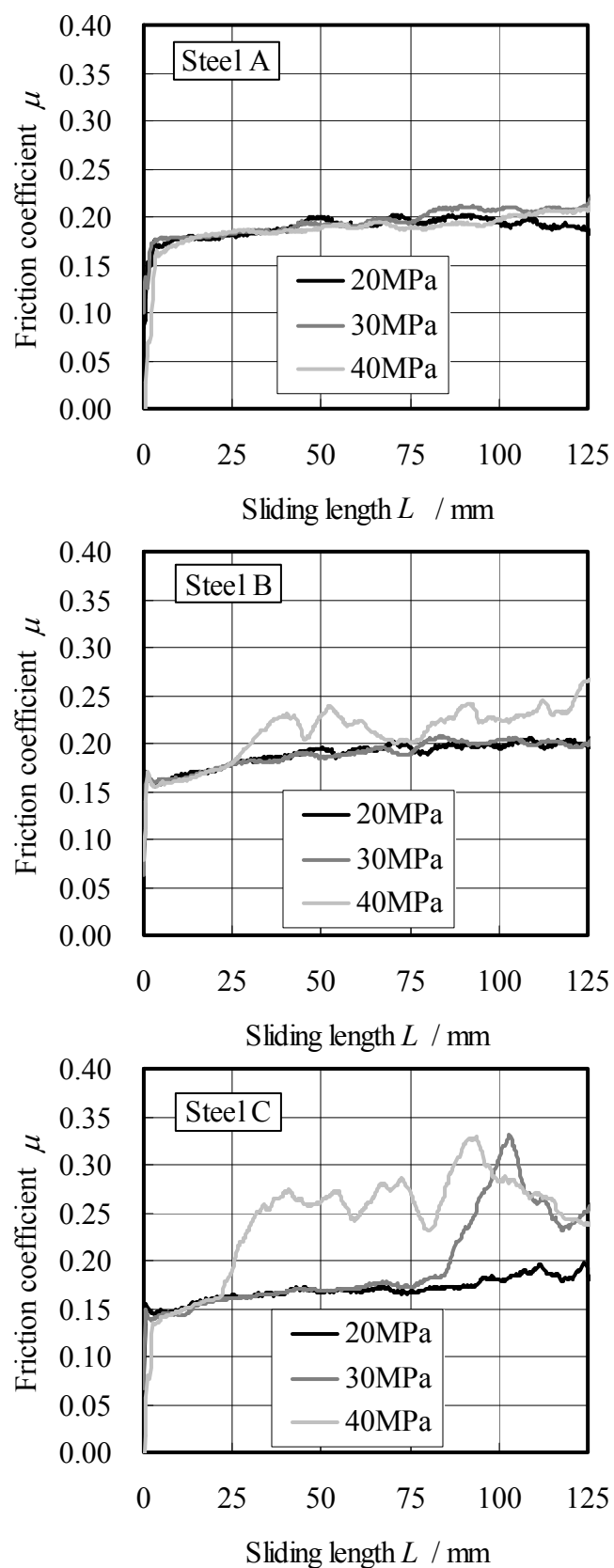


Fig. 2-6 Effects of sliding length and contact pressure on friction coefficients in sliding tests II (Sliding condition : With lubricants)

2.4 考察

2.4.1 面圧・速度が摺動摩擦特性に及ぼす影響

Fig.2-7 に、試験 I における供試材 B の摺動試験前後の鋼板表面写真を示す。写真中の黒く見える部分は、工具に摺動されて平坦化された部分である。摺動試験時の面圧が高くなるにつれて、平坦化された部分が拡大していることがわかる。Fig.2-8 に、3 次元粗さ計により測定した各面圧での摺動試験前後の供試材 B の表面プロファイルを示す。面圧が高くなるほど摺動試験後の鋼板表面の平坦部が拡大し、鋼板表面の算術平均粗さが小さくなった。面圧が高い方が鋼板表面の凸部をより広い範囲で塑性変形させることができるため、面圧が低い場合に比べ平坦部の面積が増加し、その結果測定された鋼板表面の算術平均粗さが小さくなったと考えられる。一方、摺動工具については、素材に焼き入れた硬質の材料を用いているため、本試験では試験前後での工具表面粗さの変化は見られなかった。

Fig.2-9 に、各供試材の摺動摩擦試験前後の鋼板表面プロファイルを示す。面圧は引張強さの 10%程度になるように、それぞれ 30,60,100MPa の条件で比較した。各供試材ともに、工具により摺動されることで表面の突起が潰されて平坦化され鋼板表面の算術平均粗さは減少している。摺動前後での鋼板表面の変形量は供試材 C の場合が最も大きく見えるが、鋼板母材の初期表面粗さが供試材の中でも供試材 C が最も小さく、摺動時の工具との真実接触面積が小さいことが影響している可能性が考えられる。980MPa 級高強度鋼板は第 1 章で述べたように圧延時のロールプロファイルが転写しにくいいため、鋼板表面粗さが小さくなる傾向があるためである。いずれにしても、全ての供試材において摺動後の鋼板表面の粗さは減少しており、材料の強度によらず同じ傾向を示すことがわ

かった。

Fig.2-10 に供試材 B の摺動摩擦試験前の板厚方向断面組織写真を示す。試験前の鋼板表面近傍では、金属組織の粒界はランダムな形状をしている。**Fig.2-11** に供試材 B を面圧 60MPa で摺動した後の断面組織写真を示す。**Fig.2-12** には 100MPa で摺動した後の断面組織写真を示す。摺動摩擦試験により、鋼板表面の凸部が平坦化されていることがわかる。**Fig.2-13** には供試材 B に合わせて供試材 C の試験前後の断面組織写真を示す。引張強さ 590～980MPa 級の高強度鋼板においても、鋼板表面近傍の組織が摺動方向にせん断変形を受け変形している様子が観察された。高強度鋼板においても高面圧の摺動条件では材料表面の突起が平坦化されており、平坦化された部分は摺動を受けて押し潰され塑性変形していることが明らかになった。高強度鋼板表面の変形状態については従来報告が無く、新しい知見である。面圧が高いほど平坦部は増加し、平坦部に囲まれた凹部は独立して潤滑油を封じ込めることができるようになり、小豆島ら²⁻¹⁾ や片岡ら^{2-6~8)}、王²⁻⁹⁾らが報告する静圧流体潤滑効果を発現するための凹部として作用するものと推定される。

Fig.2-14 に、試験 I における試験時の面圧と試験後の試験片表面粗さとの関係を整理した。全ての供試材において、面圧が高くなるほど摺動後の試験片表面の粗さが減少しており、高強度鋼板である供試材 B、C でも、軟質の供試材 A と同じように工具により摺動を受けることで鋼板表面の粗さが減少することが明らかになった。**Fig.2-15** に、試験後の試験片表面粗さと摩擦係数の関係を示す。各供試材ともに、表面粗さが小さくなると摩擦係数が小さくなる傾向が見られた。材料の表面粗さが摺動時の摩擦係数に及ぼす影響については従来から数多くの報告事例があるが、590～980MPa 級の高強度鋼板において鋼板の表面粗さが摩擦係数に影響を及ぼすことを示した事例は少ない。

表面粗さのパラメータである算術平均粗さは、表面の凹凸部の平均高さを評価する指標である。摺動により平坦化された部分が拡大することで摩擦係数が減少するメカニズムは、凹部に封じ込められた潤滑油が静圧流体潤滑効果を発現するための凹部として作用し、平坦化された部分が潤滑油を介した流体潤滑になるためと推定される。したがって、鋼板の表面性状と摩擦係数との関係性を評価するためには、平坦化された部分の面積率で評価したほうがより直接的であると考えられる。そこで、鋼板表面の平坦部の面積率と摩擦係数の関係性を評価するため、3次元粗さ計により測定したプロファイルデータから平坦部の面積率を算出した。Fig.2-16に鋼板表面の凹凸部高さの比率分布を示す。高さの平均値が0になるように0点の位置を決めている。試験前は、調質圧延ロールの表面プロファイルが転写した圧延ままの表面プロファイルであるため、凸部と凹部が概ね均等に分散している。試験後は表面の凸部が潰されて平坦化されるため、凸側（+側）の0.4～0.8mm高さの範囲内に分布が集中している。ここでは、図中の灰色部を平坦部の面積率として定義した。

面圧と降伏強度の比と摺動後の平坦部の面積率との関係を Fig.2-17 に示す。各供試材ともに、摺動時の面圧が高くなると生成される平坦部の面積率が増加する傾向にあることがわかった。Fig.2-18に、摩擦係数と平坦部の面積率の関係を整理した結果を示す。平坦部の面積率が増加するにしたがい摩擦係数は減少し、鋼板強度に関係なく整理でき摩擦係数と平坦部面積率が良好な相関関係にあることが明らかになった。軟鋼板から超高強度鋼板までの強度の異なる鋼板の摩擦係数について、鋼板表面の平坦部面積率に着目して整理した事例はなく新しい知見と言える。材料強度が3倍もことなる軟鋼板と超高強度鋼板の摩擦係数が、摺動後の鋼板表面の平坦部面積率で同じように整理できることは興味深い。Fig.2-19には各摺動速度における摩擦係数と平坦部面積率の関係を整理し

た．3.3～200mm/s の範囲では，摺動速度によらず平坦部の面積率が増加するに
したがって摩擦係数は減少し，鋼板強度に関係なく整理することができることがわ
かった．摺動速度が遅いほうが，面圧（平坦部面積率）の影響がわずかに大き
くなる傾向が見られた．摺動速度が遅く鋼板と工具間の摩擦界面への潤滑油の
流入が少ない方が，面圧負荷による油膜切れの影響が大きいと推定される．

試験Ⅰでは，粗さの大きい試験片表面の凹部に潤滑油が蓄えられた状態で試験
片が工具の中に連続的に供給されるため，試験片と工具の間には十分な潤滑油
が存在する．**Fig.2-20** に示すように，材料の降伏強度に対し面圧が低い場合，工
具と試験片間の潤滑状態は，試験片表面の凸部と工具表面が接触する境界摩擦
と潤滑油を介した静圧流体摩擦が混在する混合潤滑状態であると考えられる．
材料の降伏強度に対し面圧が高くなると試験片表面の凸部が潰れて平坦化され
るため，潤滑油が十分に存在する場合には，平坦化された部分は潤滑油を介し
た流体摩擦になると推定される．したがって，平坦部の面積率が増加すること
は混合潤滑状態における静圧流体摩擦の比率が増加することにつながるため，
平坦部の面積率が増加すると摩擦係数が減少すると考えられる．

また，潤滑油が十分に存在し流体摩擦領域が拡大すると，流体潤滑域では，
相対速度が増加することによりくさび効果が発現し油膜が厚くなるため，摺動
速度が速くなると摩擦係数が減少するものと考えられる．

以上のことから，980MPa 級高強度鋼板においても，工具と鋼板間の摩擦係数
は鋼板表面プロファイルと潤滑状態の関係で軟鋼板と同じように整理すること
ができると言える．

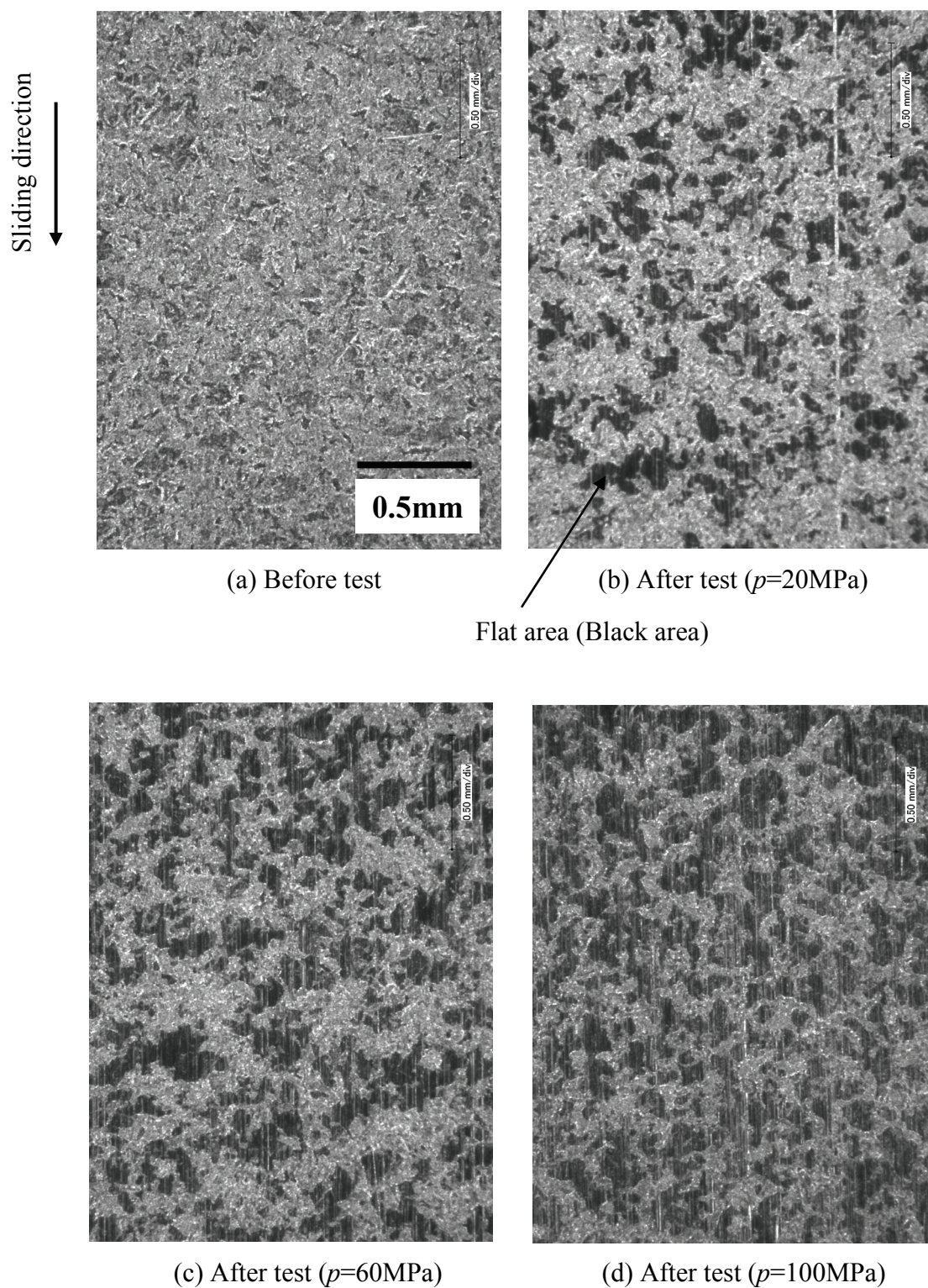


Fig.2-7 Picture of sheet surface after sliding tests I (Steel B)

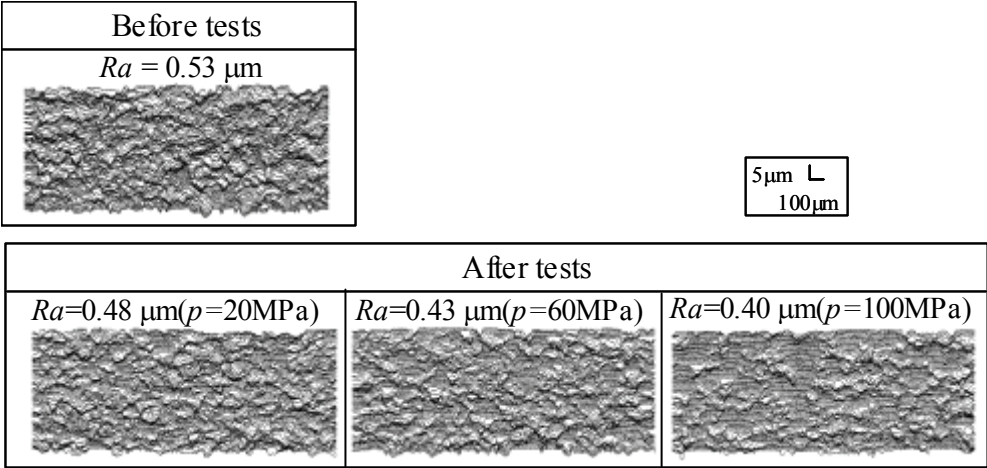


Fig. 2-8 Effects of contact pressure on surface profiles of steel sheets after test I (Steel B)

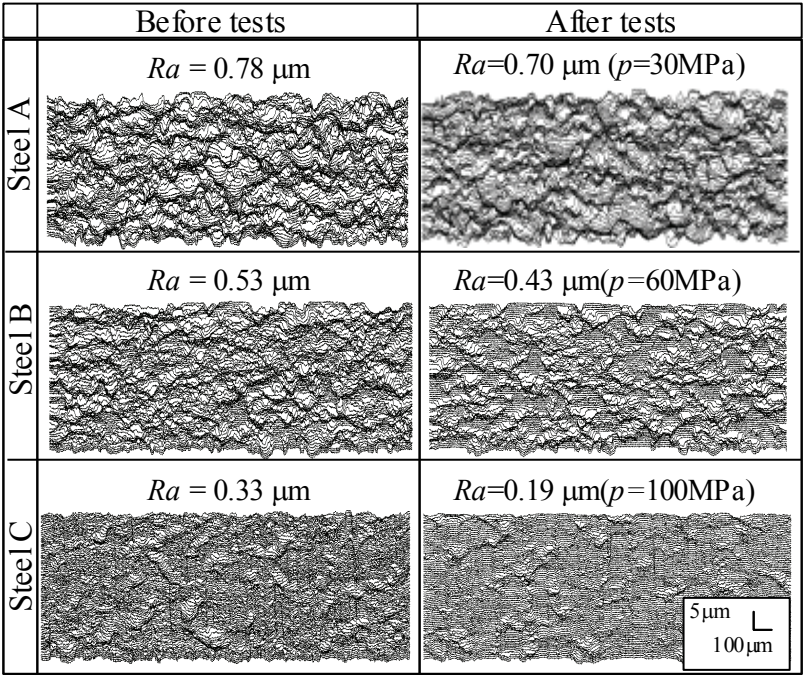


Fig. 2-9 Steel sheet surface profiles before and after test I

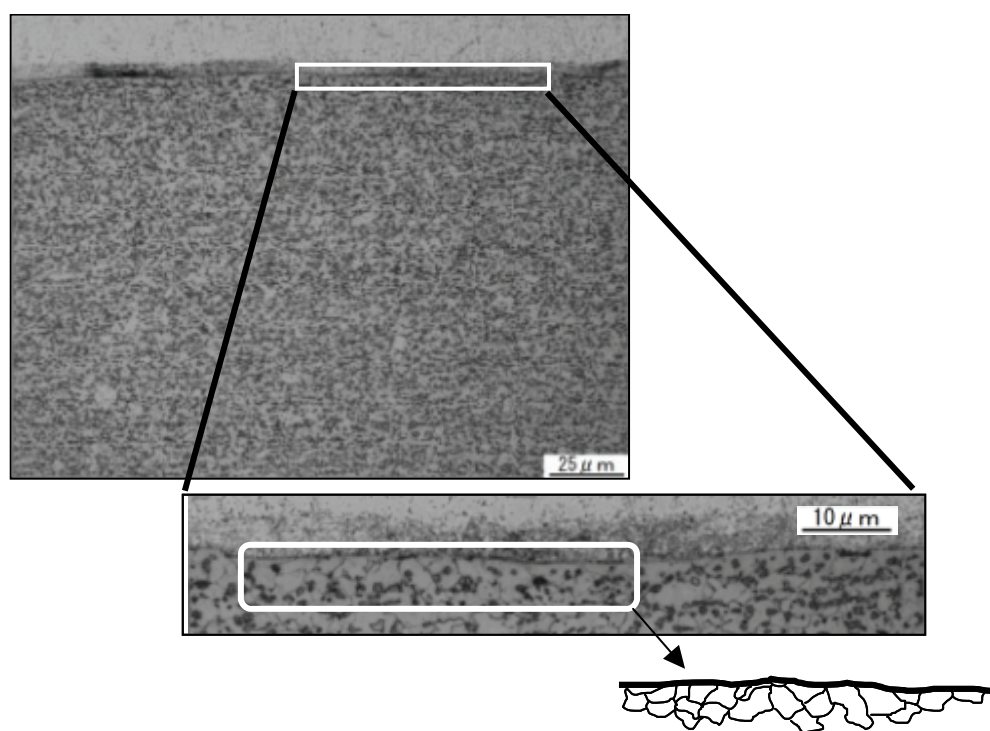


Fig. 2-10 Microstructure of interfacial layers before test I (Steel B)

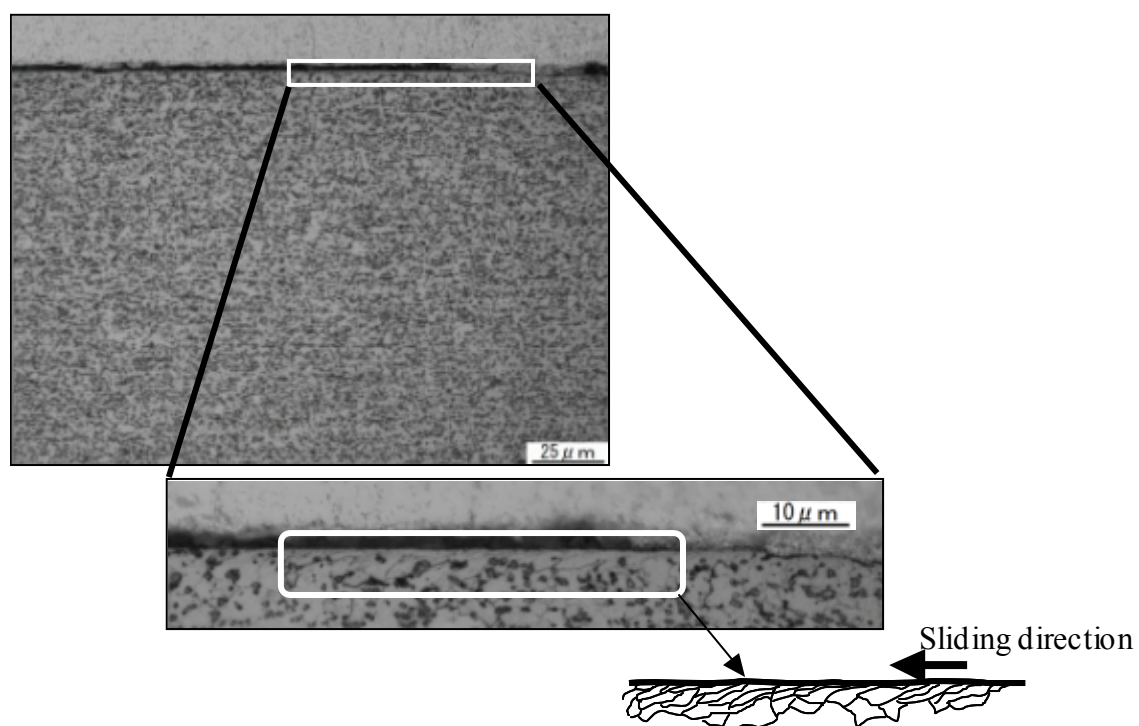


Fig. 2-11 Microstructure of interfacial layers after test I (Steel B, $p=60\text{MPa}$)

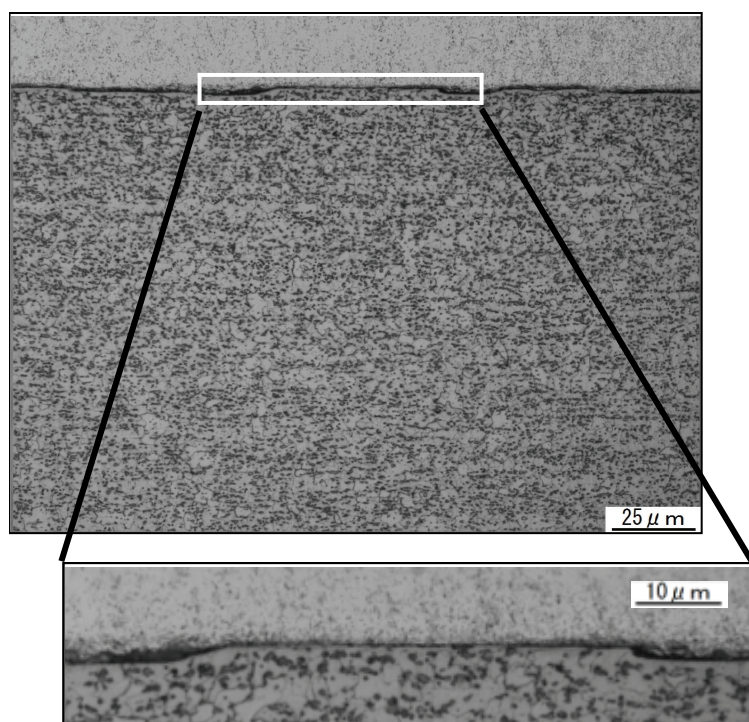


Fig. 2-12 Microstructure of interfacial layers after test I (Steel B, $p=100\text{MPa}$)

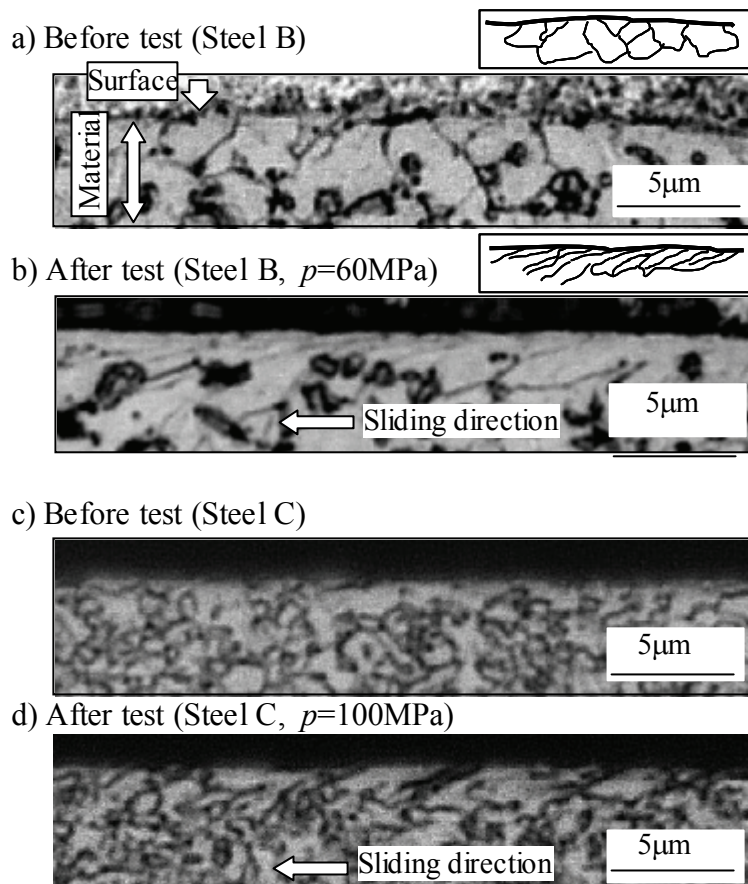


Fig. 2-13 Microstructure of interfacial layers before and after test I (Steel B,C)

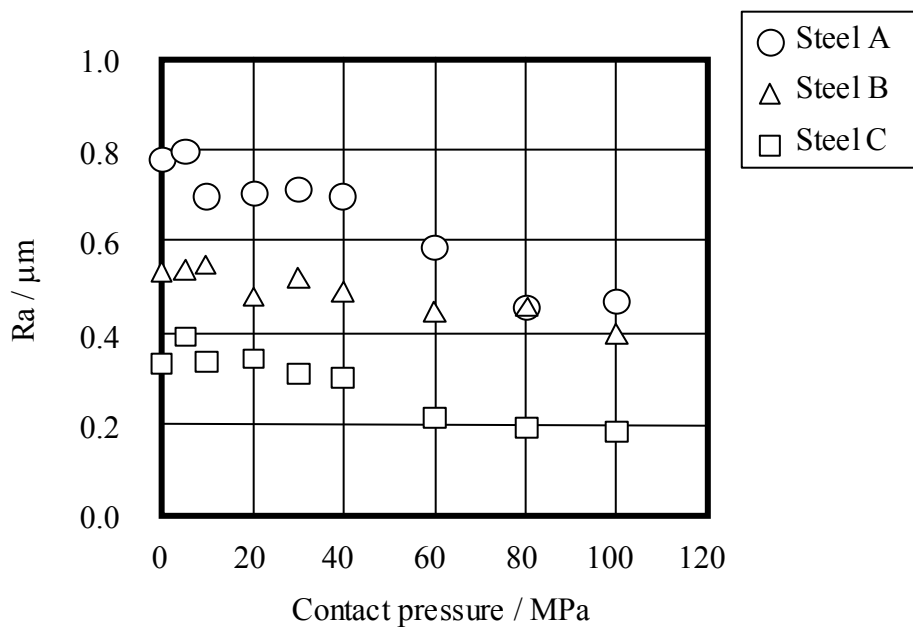


Fig. 2-14 Effects of contact pressure on surface roughness of steel sheets after test I

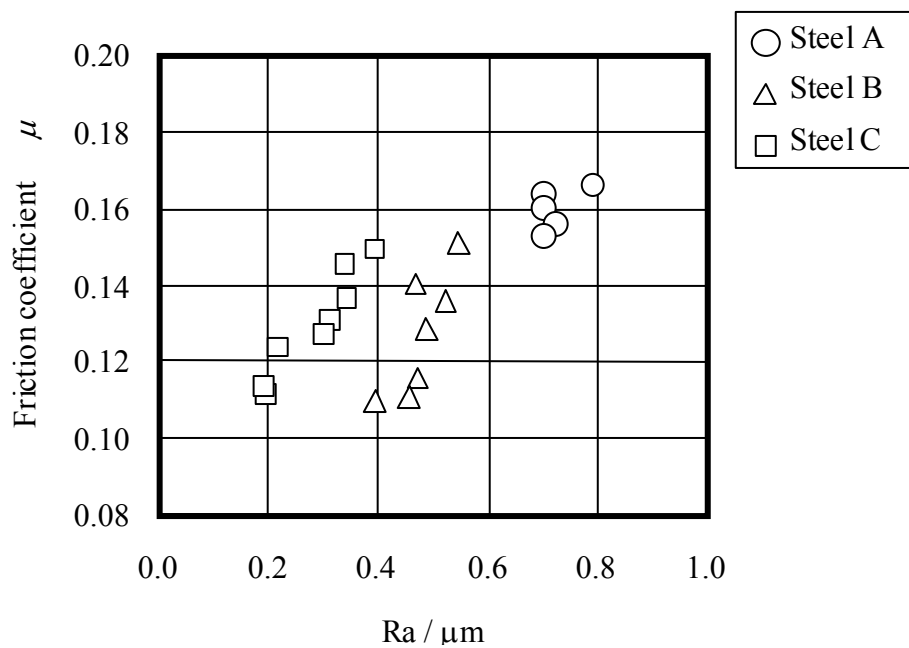


Fig. 2-15 Relationship between sheet surface roughness after test I and friction coefficient

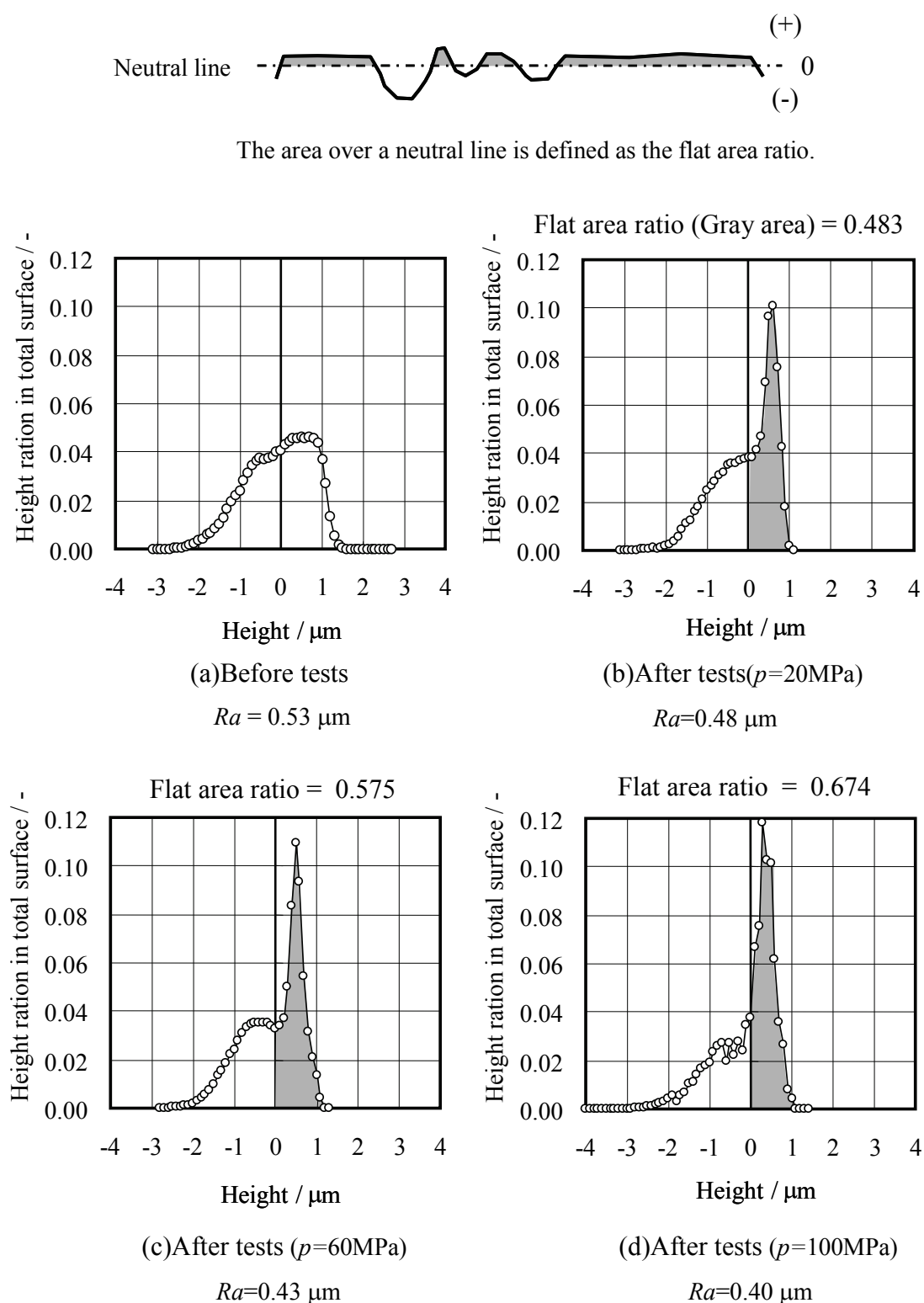


Fig. 2-16 Height distribution on steel sheet surfaces before and after test I (Steel B)

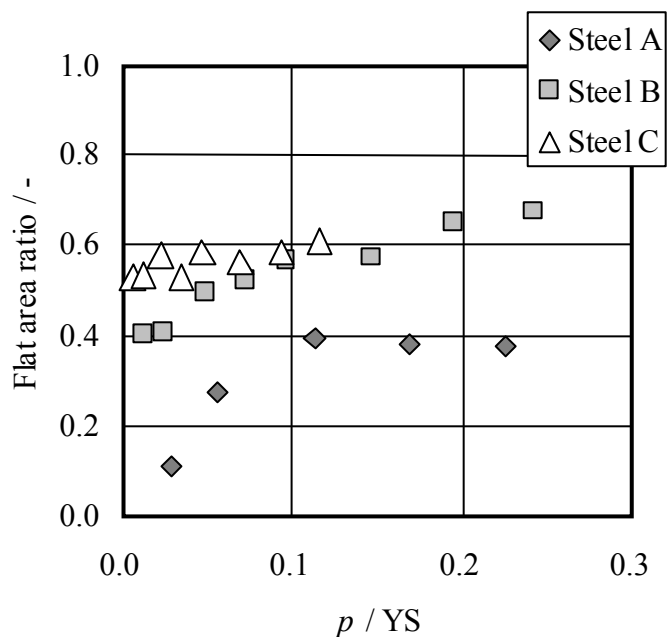


Fig. 2-17 Relationship between flat area ratio on sheet surfaces and ratio of contact pressure to yield strength of steel sheets in the case of test I.

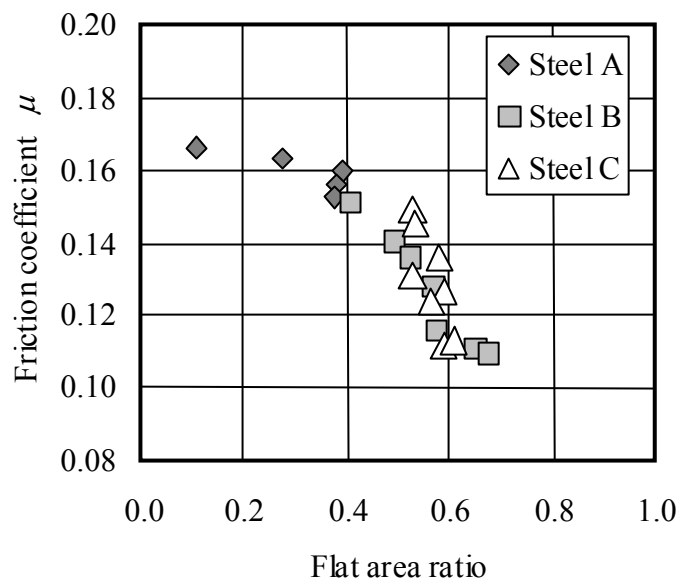


Fig. 2-18 Relationship between flat area ratio on sheet surfaces and frictional coefficients in the case of test I. (Sliding speed 50mm/s)

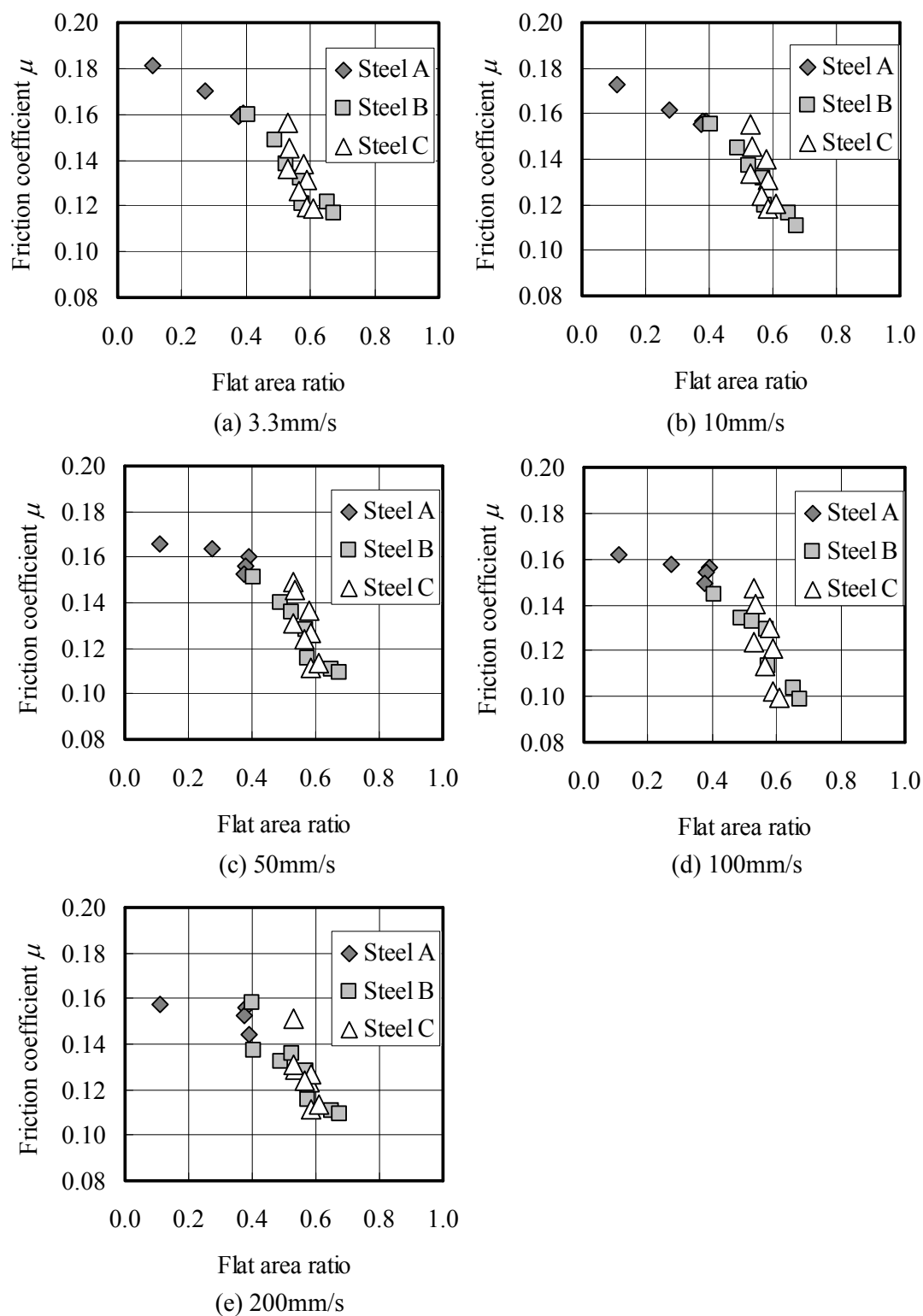


Fig. 2-19 Relationship between flat area ratio on sheet surfaces and frictional coefficients in each sliding speed condition

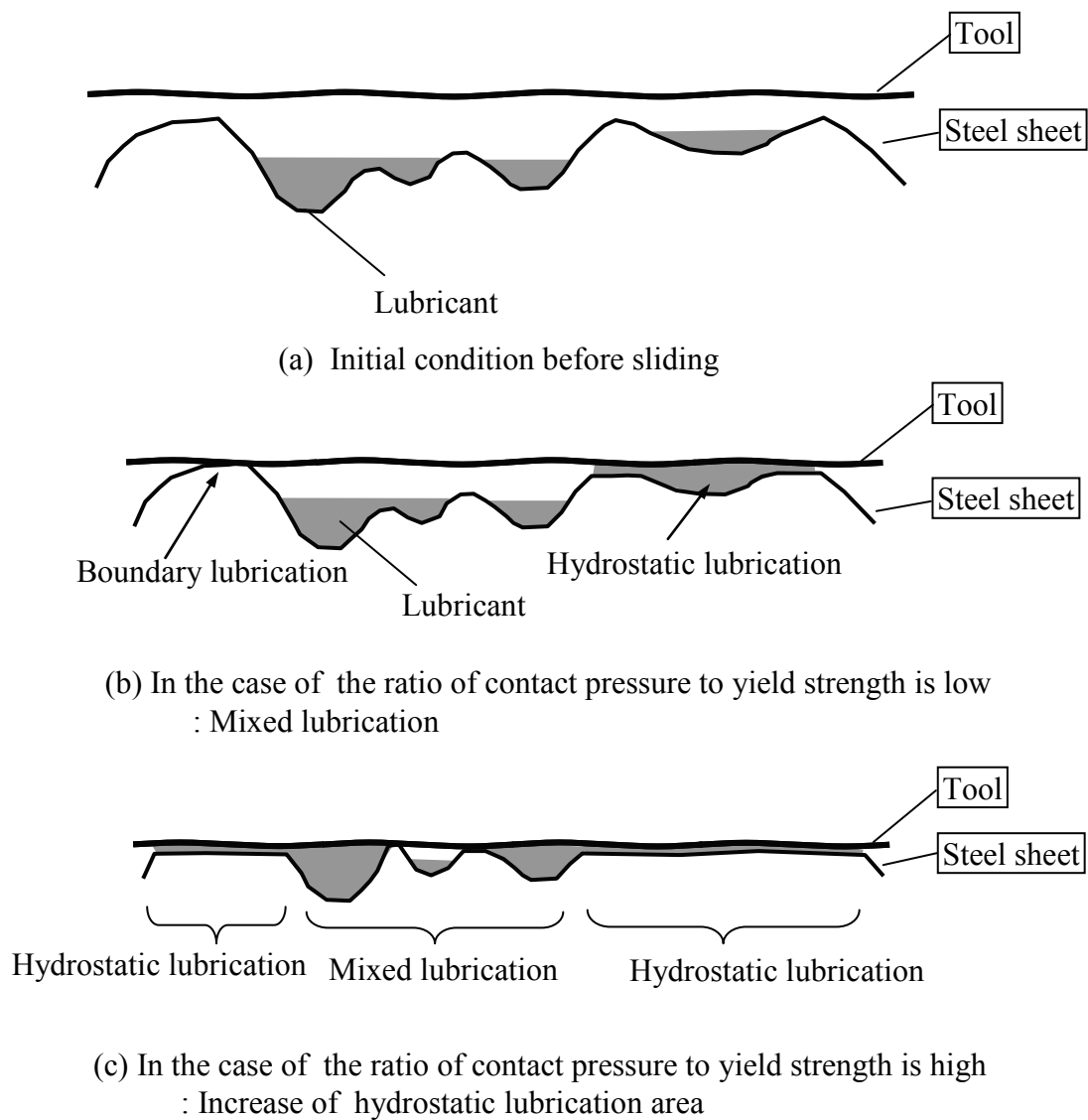


Fig.2-20 The condition of lubrication between the tool and the steel sheet in the friction tests I

2.4.2 摺動距離が摺動摩擦特性に及ぼす影響

Fig.2-21 に、試験Ⅱにおける供試材 B の各摺動距離後の試験片表面写真を示す。Fig.2-21(a)は工具を防錆油で潤滑した試験条件であり、Fig.2-21(b)は工具を脱脂した試験条件の結果である。写真の黒い部分は、工具により摺動され鋼板表面が平坦化された部分である。**Fig.2-22** は、Fig.2-21 に示した各条件における試験片表面プロファイルを示す。工具を防錆油で潤滑した条件では、摺動距離の増加とともに鋼板表面の凸部が潰されて平坦化され、摺動距離 125mm では表面の大半が平坦化されている。工具を脱脂した条件では、摺動距離 75mm の時点でかじりが発生しており、鋼板表面の一部がむしり取られている様子がわかる。一旦かじりが発生すると、摺動距離が増加するにつれてかじりの発生状況は顕著になり、試験片幅方向でかじりが生じる範囲が拡大している。**Fig.2-23** には供試材 C の各摺動距離後の試験片表面写真を示す。**Fig.2-24** は同じく供試材 C の試験片表面プロファイルを示す。摺動距離の増加にともない鋼板表面は平坦化されており、引張強さ 980MPa 級の供試材 C も供試材 B と同じ傾向を示している。

Fig.2-25 には工具を脱脂した条件で供試材 A を 125mm 摺動した後の工具表面の概観写真を示す。摺動距離 40mm の位置から工具に材料が移着し始め、摺動距離の増加とともに移着量が増加していく様子が観察された。Fig.2-5 に示したように、工具を脱脂した条件では摺動距離の増加にともない摩擦係数は急激に増加した。供試材 A の場合には摺動距離 40mm 程度の位置から摩擦係数が急激に増加し、摺動距離が増加するにつれてさらに摩擦係数が増加した。摩擦係数が増加する挙動と工具への材料の移着状況は一致しており、摩擦係数の急激な増加は、摺動距離の増加により潤滑油が不足した乾燥摩擦の状態が発生し、過大なせん断力が作用して材料がむしり取られたことが原因であると考えられる。

前述したように、かじりが発生すると摺動距離の増加とともにかじりの範囲が試験片幅方向に拡大することが摺動工具の表面観察結果からも確認された。かじりが発生する範囲が広がるにつれて、摩擦係数も増加することが明らかになった。

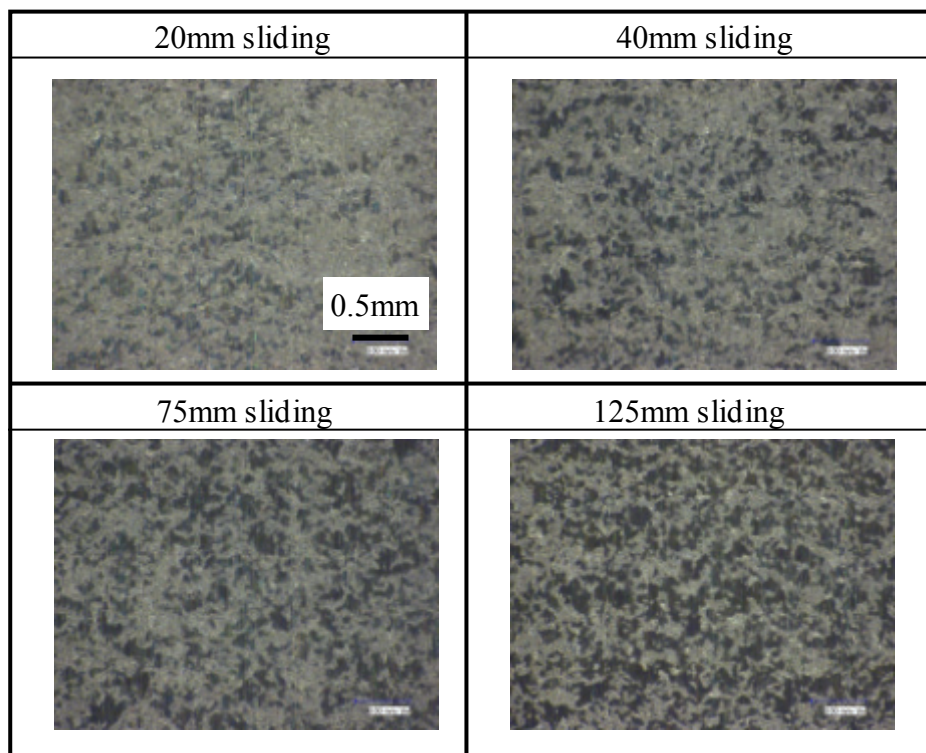
Fig.2-26 には工具を潤滑した条件での、摺動距離と摺動後試験片表面の算術平均粗さの関係を示す。各供試材ともに、摺動距離が増加すると鋼板表面の算術平均粗さは減少している。**Fig.2-27** には工具を潤滑した条件での、摺動距離と平坦部面積率の関係を示す。算術平均粗さと同じように、各供試材ともに摺動距離が増加すると鋼板表面の平坦部面積率が增加することがわかった。一方、摺動工具については、素材に焼き入れした硬質の材料を用いているため、本試験では試験前後での工具表面粗さの変化は見られなかった。

Fig.2-28 に供試材 B の平坦部面積率と摩擦係数の関係を示す。工具を脱脂した条件および工具を潤滑した条件ともに、鋼板表面の平坦部面積率が増加すると摩擦係数は増加した。特に工具を脱脂した条件では、摩擦係数の増加が顕著であった。試験 I では、平坦部面積率の増加にともない摩擦係数が減少したが、**Fig.2-28** に示す試験 II では平坦部面積率の増加にともない摩擦係数が増加し反対の傾向を示した。

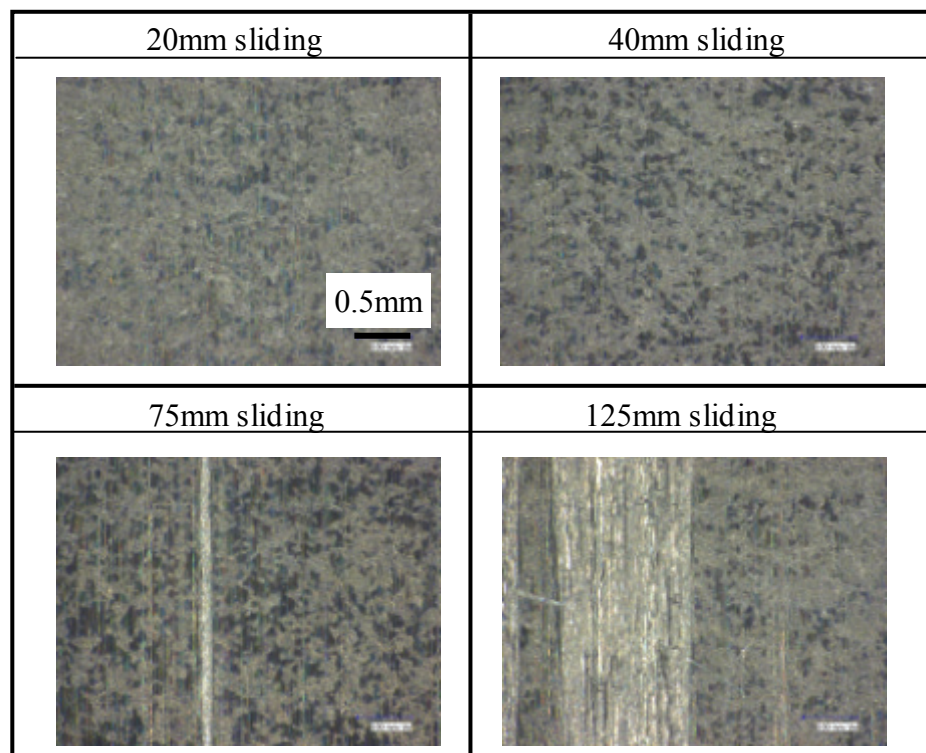
試験 I では、粗さの大きい試験片表面の凹部に潤滑油が存在する状態で試験片が工具に連続的に供給されるため、**Fig.2-20(c)**に示すように面圧が高く鋼板表面の平坦部面積率が大きい場合には、凹部に潤滑油が封じ込められ静圧流体潤滑効果を発現することで、平坦部における静圧流体潤滑の領域が拡大し摩擦係数が低くなる。これに対し試験 II では、潤滑油が塗布された工具が連続的に供給されることで境界潤滑が保持されるが、試験片の同じ位置が連続して摺動されるため、**Fig.2-29** 示すように試験片表面の平坦部と粗さが小さく凹部の浅い工具

の間では油膜切れが生じやすく、静圧流体潤滑効果は一部残存するものの、摺動距離の増加とともに平坦部面積率が増加し乾燥摩擦の領域が拡大して摩擦係数が増加すると考えられる。工具を脱脂した条件では、油膜切れが顕著なため摩擦係数の急激な増加とかじりによる工具への材料の移着が見られたこと、PTFE を塗布した条件では摩擦係数が増加しなかったことから、潤滑油の不足が摩擦係数の増加に影響を及ぼしていることは明らかである。

試験 II の結果から、工具を潤滑しても摺動開始直後から摩擦係数が増加し始めることが明らかになった。これは実際のプレス成形でも、上金型としわ抑え面に挟まれた被加工材のフランジ部は、長距離にわたって摺動を受けながら金型内に流入するため、被加工材のフランジ面では成形の進行にともない摩擦係数が増加することを示唆している。

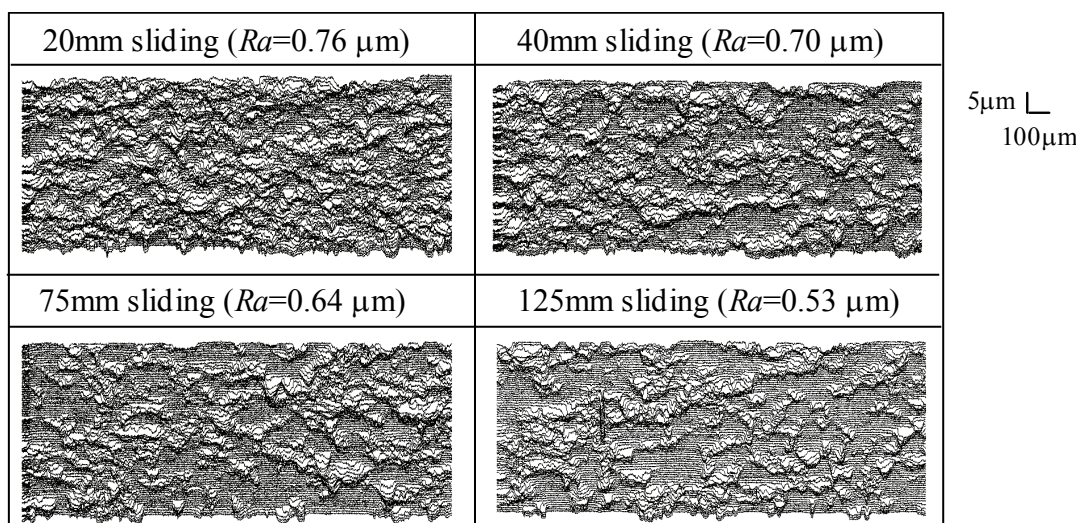


(a) Sliding condition : With lubricants

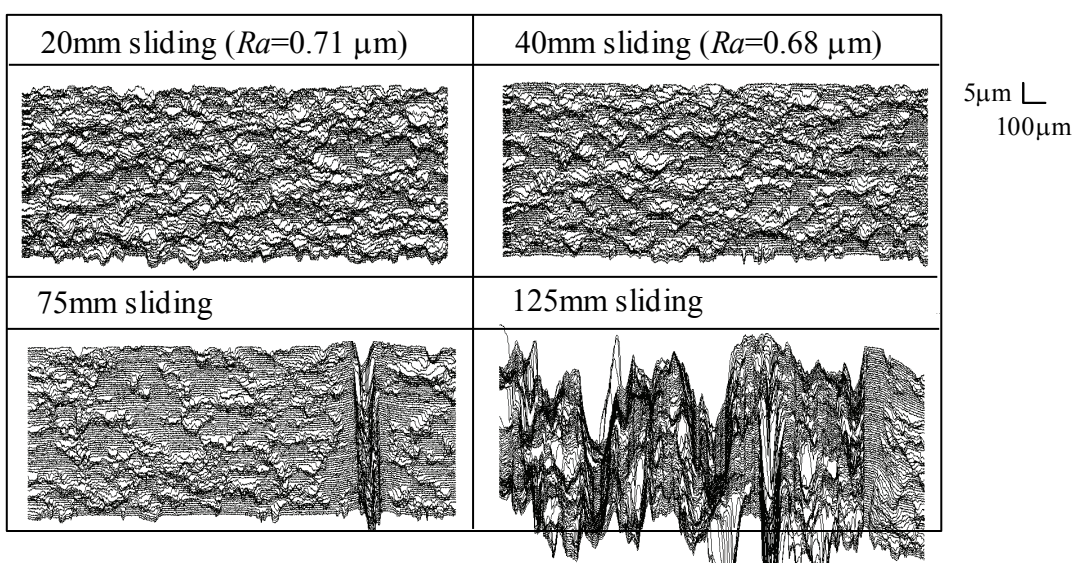


(b) Sliding condition : No-lubricants

Fig. 2-21 Picture of sheet surface after sliding tests II (Steel B)

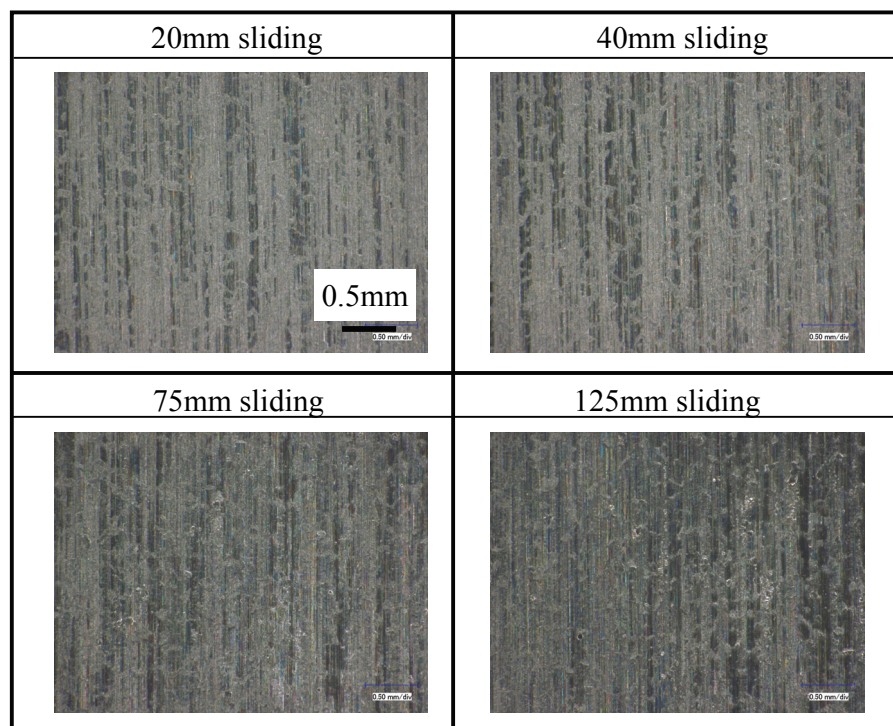


(a) Sliding condition : With lubricants

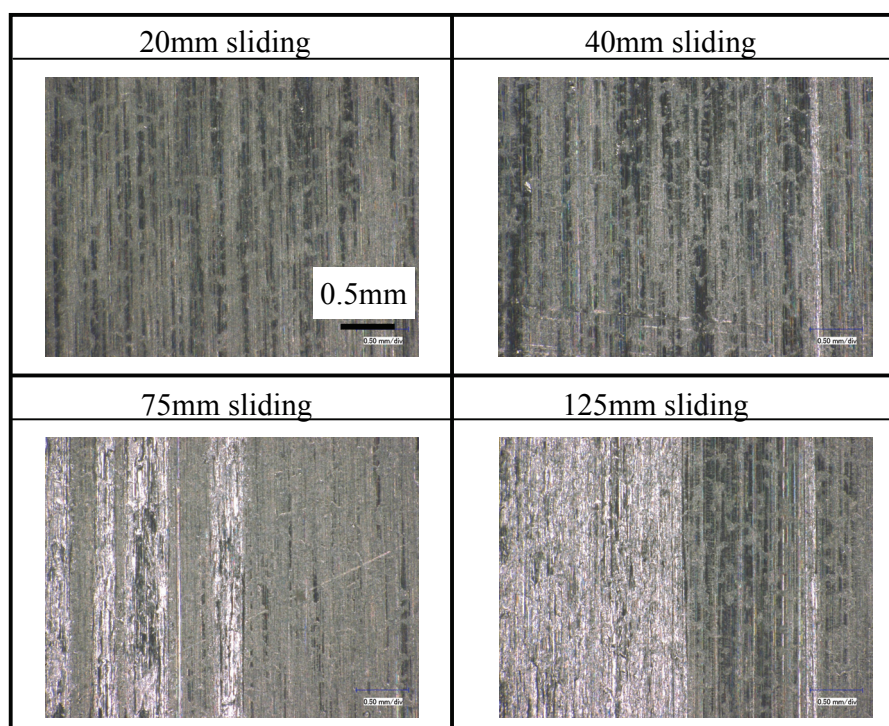


(b) Sliding condition : No-lubricants

Fig.2-22 Change of sheet surface profiles during test II (Steel B)

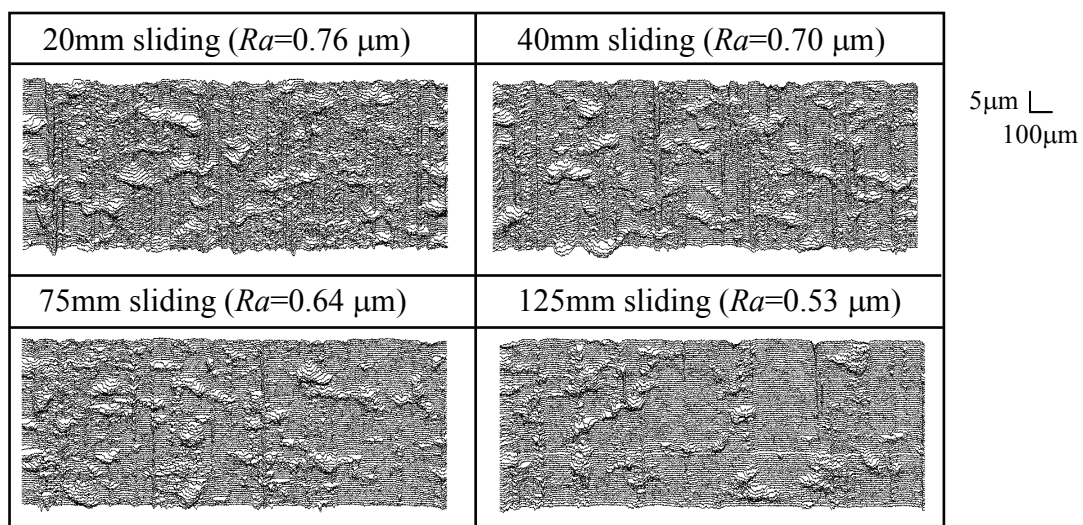


(a) Sliding condition : With lubricants

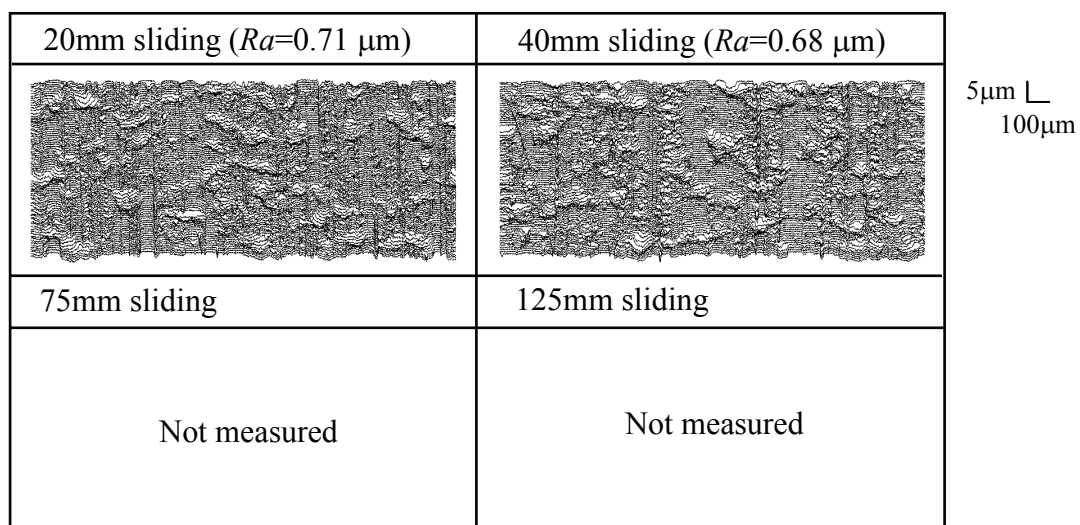


(b) Sliding condition : No-lubricants

Fig. 2-23 Picture of sheet surface after sliding tests II (Steel C)



(a) Sliding condition : With lubricants



(b) Sliding condition : No-lubricants

Fig.2-24 Change of sheet surface profiles during test II (Steel C)

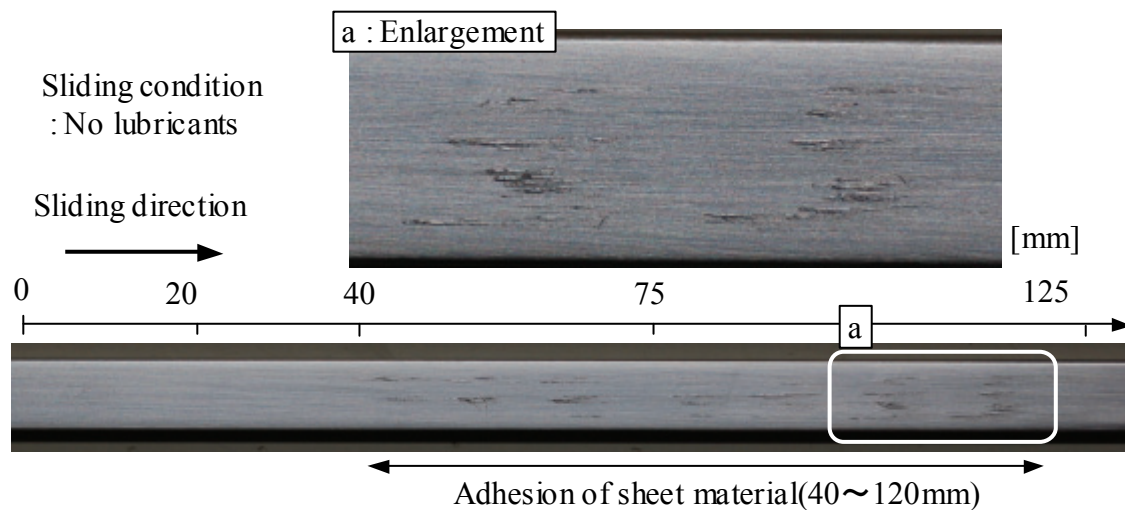


Fig. 2-25 A surface of the long bar tool after test II (Steel A, No-lubricant)

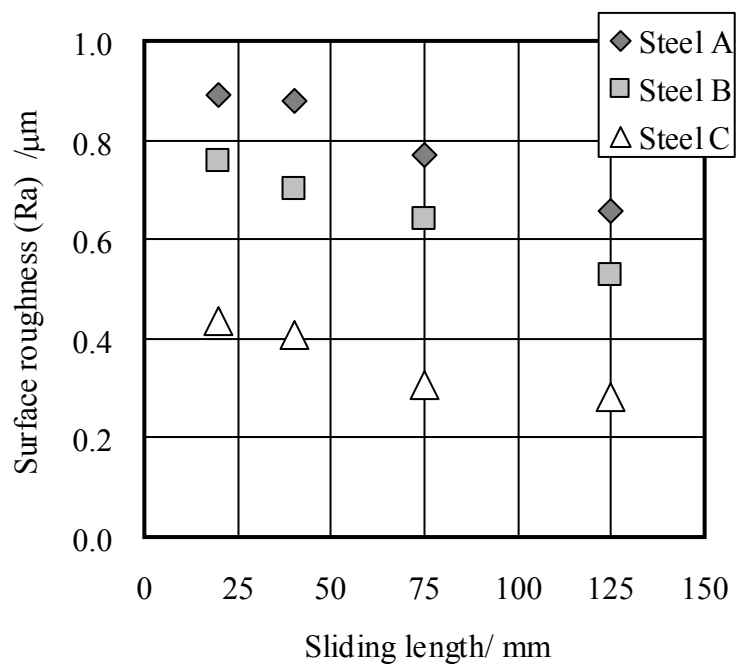


Fig. 2-26 Effect of sliding length on sheet surface roughness

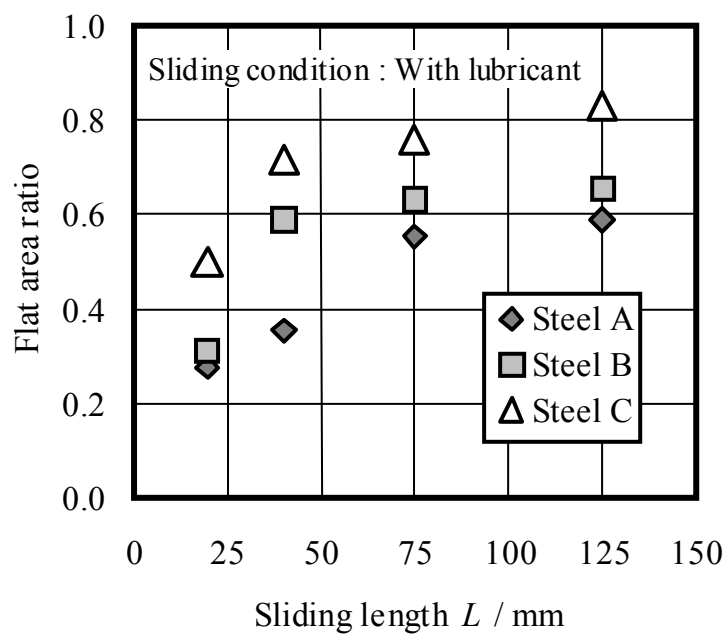


Fig.2-27 Effect of sliding length on flat area ratio on sheet surfaces

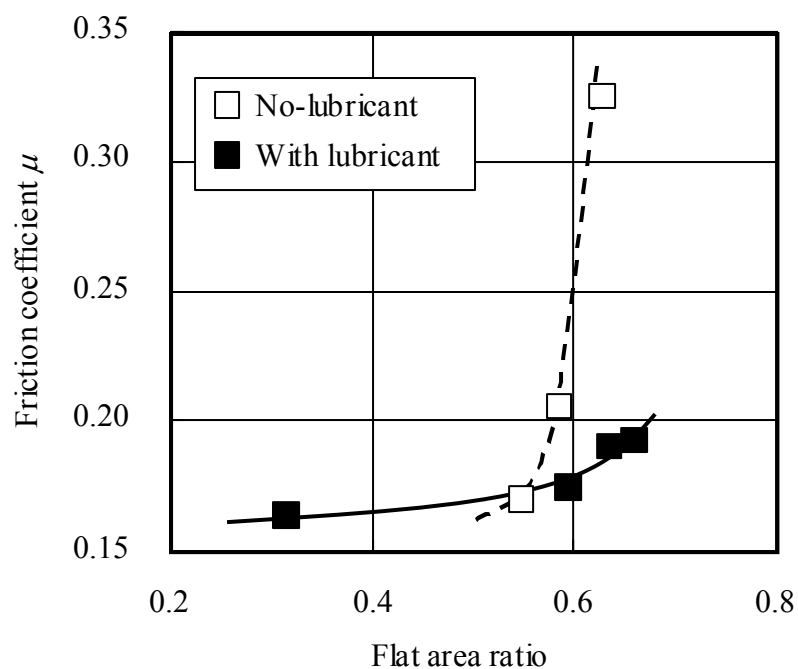


Fig.2-28 Relation between flat area ratio on sheet surfaces and friction coefficients in the case of test II(Steel B)

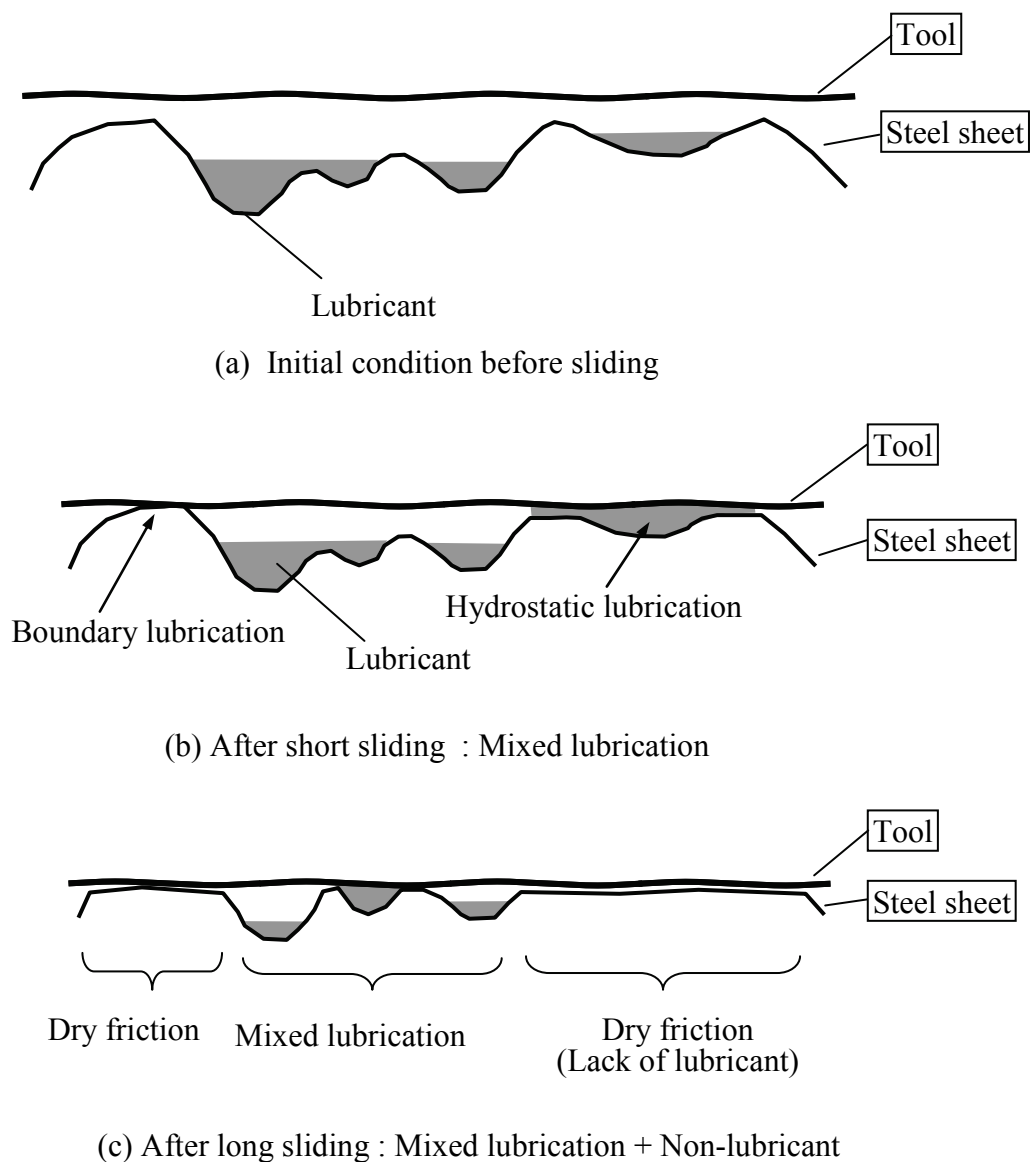


Fig.2-29 The condition of lubrication between the tool and the steel sheet in the friction tests II

2.5 まとめ

自動車用パネル部品に適用される引張強さ 270MPa 級の軟質冷延鋼板, 骨格部品に適用される 590MPa 級高強度冷延鋼板および 980MPa 級超高強度冷延鋼板を用いて, 材料引抜き型摺動摩擦試験および長尺工具引抜き型摺動摩擦試験を行い, 以下のことを明らかにした.

- (1) 材料引抜き型の摺動摩擦試験では, 980MPa 級高強度鋼板でも, 軟鋼板と同じく工具と材料間の面圧, 相対速度が増加すると, 摺動時の摩擦係数が減少する. 鋼板の降伏点が高くても, 高面圧下の摺動時には鋼板表面の凸部は塑性変形を受けて平坦化されることが観察され, 軟鋼板と同じメカニズムで静圧流体摩擦により摩擦係数が減少すると推定される.
- (2) 材料引抜き型の摺動摩擦試験での摩擦係数は, 試験片表面に生成された平坦部の面積率と相関が強いことが明らかになった. 平坦化された部分は潤滑油を介した流体潤滑状態になると推定され, 平坦部の面積率が大きいほど摩擦係数の低い領域が増えることになるため, 工具と材料間の摩擦係数と材料表面の平坦部の面積率との間に強い相関があると考えられる.
- (3) 引張強さ 270~980MPa の範囲において, 材料強度がことなっているにもかかわらず, 強度比に応じた面圧を負荷することにより, 鋼板表面の凸部は同じように塑性変形して平坦化され, 工具と材料間の摩擦係数は材料表面の平坦部面積率で同じように整理できることが明らかになった.
- (4) 長尺工具引抜き型の摺動摩擦試験では, 工具を防錆油で潤滑した場合には, 鋼種によらず摺動開始直後から摩擦係数が増加し始め, 摺動距離の増加とともに, 鋼板表面の平坦部面積率が増加し摩擦係数は増加する. 摩擦係数の

増加は、生成された平坦部で油膜切れが生じ乾燥摩擦領域が拡大したことが原因と考えられる。工具を脱脂した条件では、比較的短い距離を摺動した段階で、工具と材料の間にかじりが発生し摩擦係数が急激に増加した。これに対し工具をテフロンで潤滑した場合には、摺動距離にともなう摩擦係数の増加は見られず、摺動距離にともなう摩擦係数の増加は潤滑油に起因した現象であることが間接的に証明された。

- (5) 長尺工具引抜き型の摺動摩擦試験において、摩擦係数が急激に増加する前の摺動距離の範囲では、摺動距離の増加にともなう摩擦係数の増加率は面圧によらずほぼ同じ程度であった。
- (6) 自動車部品などの大型パネルの絞り成形では、上金型としわ抑え面に挟まれた被加工材のフランジ部は、長距離にわたって摺動を受けながら金型内に流入するため、成形の進行にともない摺動距離が増加して摩擦係数が増加すると考えられる。これにより成形荷重が増加し、割れに対する成形性が劣化する可能性がある。
- (7) 引張強さ 980MPa 級の高強度鋼板であっても、工具と材料間の摩擦係数は材料表面に生成される平坦部の面積率で整理することができ、摺動摩擦特性は軟鋼板と同じメカニズムで整理できることが明らかになった。微視的に見れば鋼板表面凸部の塑性変形挙動の違いによるミクロプールの生成状態の影響や、鋼板の金属組織や結晶粒の大きさの影響など、軟鋼板と高強度鋼板の摺動摩擦特性の違いについては議論の余地はあるが、巨視的に見れば、面圧、速度、摺動距離が摺動摩擦特性に及ぼす影響について、軟鋼板および高強度鋼板ともに同じ考え方でモデル化することができると言える。

2.6 参考文献

- 2-1) 小豆島明・内田泰亮・今井清志・山岸一二三：塑性と加工, **37**-430(1996), 1149-1154.
- 2-2) Dohda, K., Wang, Z. : Trans. ASME, J. Tribol., 120(1998), 724-728.
- 2-3) Emmens, W. C. : Proc. 16th IDDRG, (1988), 63-70.
- 2-4) 山崎雄司・時田裕一・小豆島明：塑性と加工, **46**-537(2005), 957-961
- 2-5) 橋本浩二・栗山幸久・伊藤耿一：塑性と加工, **44**-504(2003), 35-39.
- 2-6) 片岡征二・菅野恵介・木原諄二：塑性と加工, **29**-325(1988), 172-177.
- 2-7) 片岡征二・菅野恵介・木原諄二：塑性と加工, **29**-327(1988), 368-373.
- 2-8) 片岡征二・木原諄二：塑性と加工, **30**-342(1989), 1058-1063.
- 2-9) 王志剛・堂田邦明・春山義夫・横井信安：日本機学会論文集, No.99-0263, 66-646(2006), 294-301.

第3章

絞り成形時の潤滑性を改善する プレスモーション制御方法の開発

3.1 はじめに

第1章で概説したように、高強度鋼板にレーザダルロール圧延などの鋼板表面プロファイル制御を適用することは、生産効率の観点から現実的に困難である。高強度鋼板の成形性を改善するためには、鋼板表面プロファイル制御とはことなる新たな成形性向上技術を適用する必要がある。

第2章では、高強度鋼板においても軟鋼板と同じように摺動距離の増加とともに鋼板表面の凸部は塑性変形を受けて潰され、鋼板表面には平坦な部分が見れることを明らかにした。表面プロファイルをレーザダルロール圧延などで制御しない場合には、鋼板表面には急峻な凸部が存在するため、プレス成形時に表面の凸部が潰され成形中にプロファイルが変化しやすい状態にある。また、鋼板表面の同じ部分が摺動される場合には、摺動距離が長くなると、摺動初期に鋼板表面に蓄えられていた潤滑油も次第に減少するため、鋼板表面に現れた平坦部は摺動距離の増加とともに油膜切れが発生して乾燥摩擦状態になりやすくなり、工具と材料間の摩擦係数は増加することを明らかにした。摩擦係数の増加はプレス成形性を劣化させるため、自動車部品のような大型パネルの絞り成形の場合には、金型と被加工材間の摺動距離が長いと摩擦係数の増加に起因した成形不良の発生が懸念される。

薄鋼板の深絞り性を向上させる技術として、金型を超音波で振動させる振動付加法が古くから研究されている^{3-1,3-2)}。しかし、超音波などにより金型を振動させる技術は、大型のプレス機械への適用が設備的に困難であるため、従来は小型試験機や小型試験片への実験的な適用に留まっており、本研究のターゲットである自動車部品のような大型パネルの絞り成形には適用できなかった。

振動付加による成形性向上効果は、振動により成形途中で金型が被加工材か

ら離れた瞬間に摩擦界面に潤滑油が再流入し、金型と被加工材間の潤滑性が改善されることが主因であると考えられる。その観点に立てば、成形性を向上させるためには必ずしも金型を振動させる必要はなく、サーボプレス機などを活用し、スライドの動作を制御して成形の途中で金型を被加工材から離してやればよい。

本章では、第2章で述べた摺動距離と摩擦係数の関係と金型への振動付加による成形性向上技術のメカニズムに着目して、摺動距離の増加にともなう摩擦係数の増加を抑制する方法として、成形の途中で金型を被加工材から積極的に離すモーション制御方法を提案する。大型パネルへの適用が可能でありかつ生産性を大きく阻害しない成形技術の開発を目指す。

最初に、第2章で実施した長尺工具引抜き型摺動摩擦試験を活用して、摺動途中で工具と材料を離れた際に生じる摩擦係数の挙動を明らかにする。次にモーション制御による新たな成形性向上技術を提案し、円筒深絞り実験により開発技術の成形性向上メカニズムを明らかにする。最後に、サーボプレスとサーボクッションシステムを組み合わせた開発技術の自動化システムを開発し、実物大の自動車部品における高強度鋼板の成形性向上効果を検証する。

3.2 摺動中の工具と材料の分離による潤滑性改善効果

3.2.1 供試材と実験方法

成形途中で金型が被加工材から離れることで摺動摩擦特性がどのように変化するかを調査するため、第2章で摩擦係数に及ぼす摺動距離の影響を評価した長尺工具引抜き型摺動摩擦試験（試験II）を活用し、検証実験を行った。

供試材には **Table 3-1** に示す自動車用パネル部品などに適用されている270MPa級冷延軟鋼板aを用いた。押付け力を4kN（面圧20MPa）に設定し、摺動速度20mm/sで工具を引き抜いた。潤滑には動粘度10mm²/sの一般防錆油を用いた。工具の材質はSKD11とした。

Fig.3-1 に、摺動途中で工具を材料から離す実験方法の概略を示す。通常の工具引抜き型摺動摩擦試験では摺動距離250mmまで一気に工具を引き抜くが、本実験では摺動途中で一旦押付け力を開放し、工具と試験材を離れた後、再び荷重を負荷し工具を引き抜く。引抜き力を測定して摩擦係数を算出し、工具を材料から離すことで摩擦係数がどのように変化するかを評価した。

3.2.2 実験結果

Fig.3-2 に摺動摩擦実験における工具と試験材間の摩擦係数の変動を示す。通常の摺動摩擦試験では摺動距離250mmまで一気に工具を引き抜くが、本実験では摺動距離125mmの位置で一旦押付け力を開放し、工具と試験材を離れた後、再び荷重を負荷し250mm位置まで工具を引き抜いた。工具を離れた際に、潤滑油を再塗布することではなく、そのまま再び荷重を負荷し実験を再開した。**Fig.3-2** に示すように、試験開始後、摺動距離の増加とともに工具と試験材間の摩擦係数は増加するが、工具と試験材を離すことで摩擦係数が約15%（絶対値で約0.02）

減少し潤滑性が改善する現象がみられた。試験再開後には、再び摩擦係数が増加した。

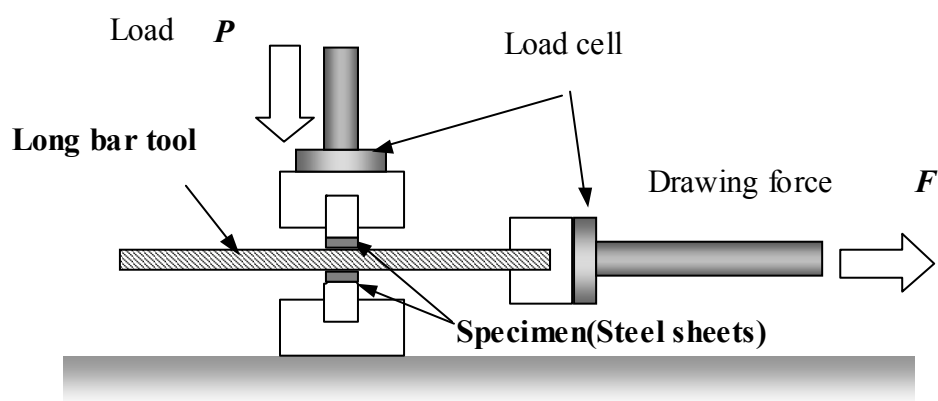
潤滑性改善のメカニズムは、試験材表面の凹部に蓄えられた潤滑油が、試験材から工具を離れた瞬間に油膜切れが生じた試験材表面の平坦部に再流入する現象であると考えられる。摺動距離の増加とともに試験材の表面凸部が平坦化され、工具と試験材の摩擦界面に存在する潤滑油が不足して乾燥摩擦領域が拡大し摩擦係数が増加するが、その周辺にある凹部には潤滑油が一部蓄えられた状態にあり、鋼板表面は乾燥摩擦領域と混合潤滑領域が分布すると考えられる。一方、摺動時に工具と試験材表面が密着している境界面は真空状態となるため、工具と材料を離れた瞬間に負圧が発生し、凹部に蓄えられていた潤滑油が外部に流出し、周囲の油膜切れが生じている平坦部に流入して潤滑性が改善されると考えられる。

Fig.3-3 には、摺動摩擦実験の途中で工具と試験材を 3 回離した場合の摩擦係数の変動を示す。工具と試験材を離すたびに摩擦係数は減少し、ほぼ試験開始時の摩擦係数 0.16 のレベルにまで改善されている。実験結果から工具と材料を離し摺動試験を再開した直後の摩擦係数が、回数を経るごとに次第に減少していることがわかる。これは第 2 章の Fig.2-27 に示したように、摺動距離の増加とともに試験材表面の平坦部面積率が増加するためであり、潤滑油が再流入し試験材表面に潤滑油が十分に存在する状態では平坦部面積率の大きい方が摩擦係数が低くなるためである。また、初回よりも 2～3 回目の方が摩擦係数の改善量が少なくなる傾向が見られる。Fig.2-27 の実験結果からもわかるように、これは摺動距離の増加とともに平坦部面積率の増加量が減少していくためと考えられる。Fig.3-3 に示した実験結果は、工具と試験材を離す回数を増やすことにより、摺動中の摩擦係数を低い状態に保つことができることを示している。

以上の実験結果から、摺動途中に工具を試験材から離すだけで、摩擦係数が低下し潤滑性が改善されることが明らかになった。このことは従来の研究事例には見られない新しい知見であり、摺動距離の増加にともなう摩擦係数の増加を改善する手法を考案する上で重要な知見である。

Table 3-1 Mechanical properties of used materials

Steel	TS -grade	t/mm	YS/MPa	TS/MPa	El /%	r-value
a	270	0.7	161	309	48	2.0
b	270	0.7	146	289	52	2.5



1) A long bar tool is sandwiched between steel sheets.

2) The tool is drawn.

3) The tool stops and the sheets are detached from the tool.

4) The tool is sandwiched between the sheets again without re-lubrication.

5) The tool is drawn again.

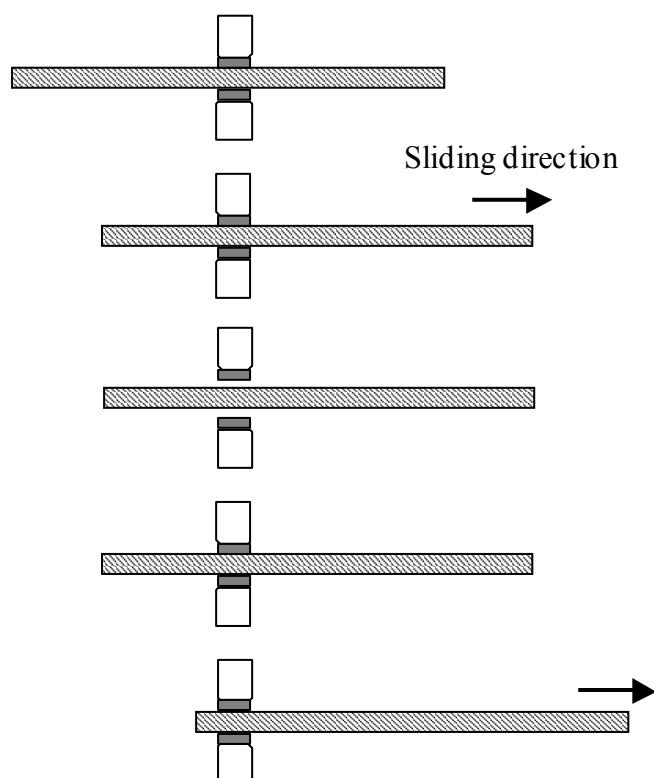


Fig. 3-1 Methods to evaluate effects of detaching sheets from tool on frictional coefficient in long bar sliding tests.

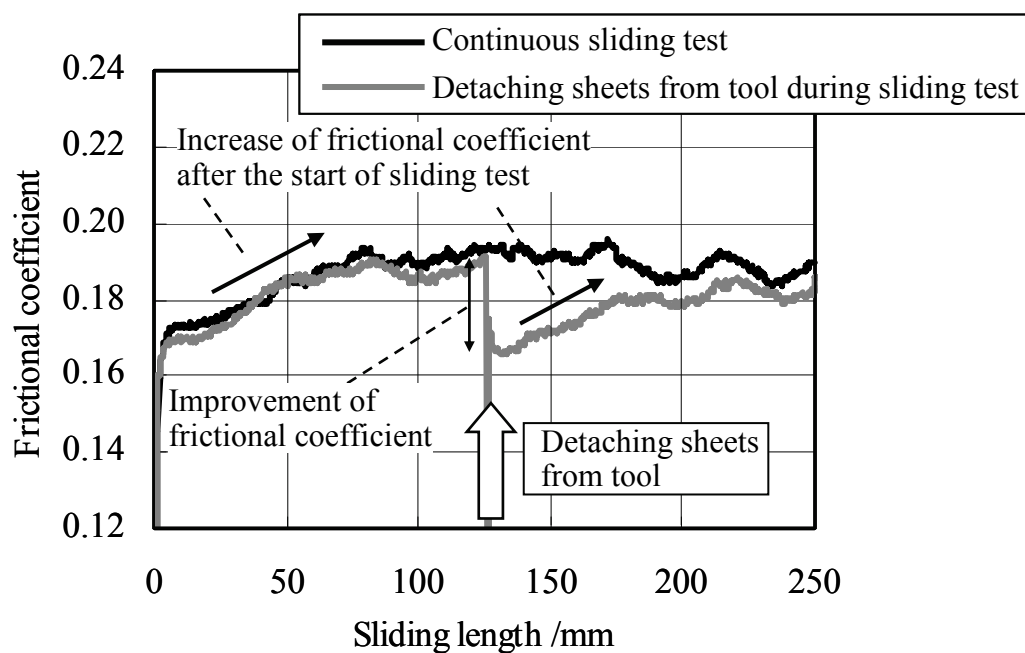


Fig. 3-2 Effects of detaching sheets from tool on frictional coefficient in sliding tests
(Detaching sheets from tool once during sliding tests)

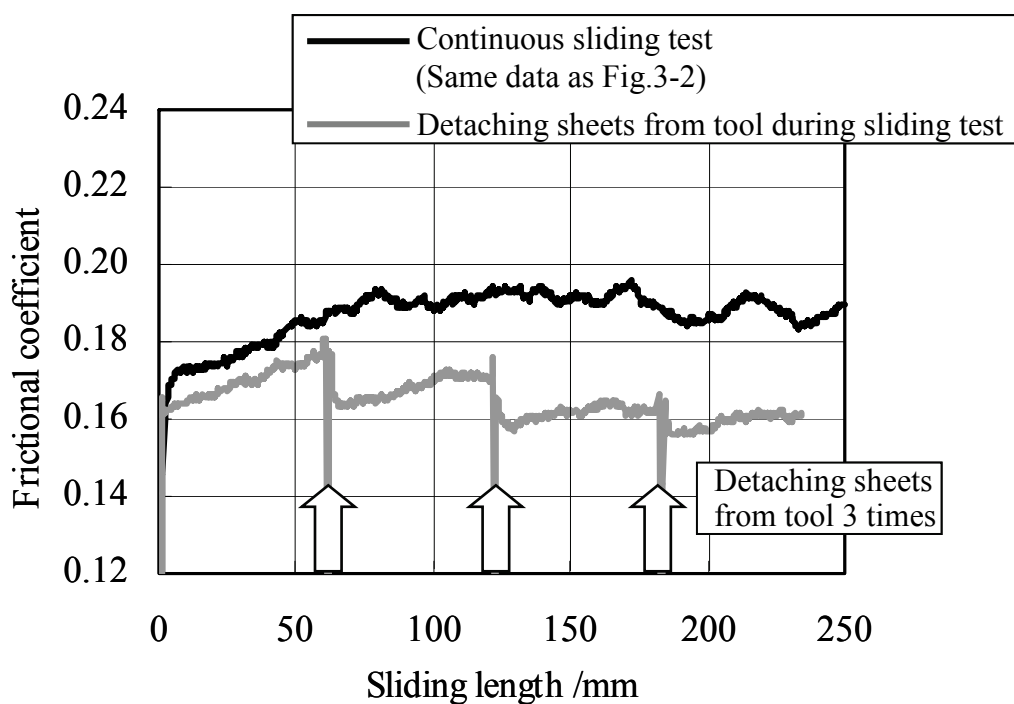


Fig. 3-3 Effects of detaching sheets from tool on frictional coefficient in sliding tests
(Detaching sheets from tool three times during sliding tests)

3.3 潤滑性改善のためのモーション制御

3.3.1 新成形技術の提案

摺動途中に工具を試験材から離すことで、摩擦係数が低下し潤滑性が改善されることが摺動摩擦試験の結果から明らかになった。このことから、振動付加による成形性向上効果は、振動により成形途中で金型が被加工材から離れた瞬間に摩擦界面に潤滑油が再流入し、金型と被加工材間の潤滑性が改善されることが主因であると考えられる。この観点に立てば、成形性を向上させるためには必ずしも金型を振動させる必要はなく、プレスモーションを制御して成形の途中で金型を被加工材から離してやればよい。このような考え方にに基づき、新成形技術 JIM-Form[®](JFE Intelligent Multistage Forming)を考案した。開発技術のプロセスを **Fig.3-4** に示す。従来のプレス成形では、金型が被加工材に接触して加工が開始されると、加工が完了する（成形ストローク下死点）までの間は、金型と被加工材は常に接触した状態にあった。本技術は、成形の途中で積極的に金型と被加工材を離し、その瞬間に金型と材料の表面間に潤滑油を再流入させ潤滑性を改善することを狙った成形技術である。本技術による成形性向上効果を明らかにするために、円筒深絞り成形実験および実物大の自動車用パネル部品のプレス成形実験を行った。

3.3.2 絞り成形における成形性向上効果

開発技術による鋼板の深絞り成形性向上効果を検証するため、直径 33mm の円筒絞り実験を行った。試験条件を **Table 3-2** に示す。プレス機は油圧プレスを用いた。供試材には摺動摩擦実験と同じ **Table 3-1** に示した 270MPa 級冷延鋼板 a を用いた。

開発技術のプロセスを模擬するため、下死点より 25mm 手前でプレス機を停止させて成形を中断し、一旦成形品を金型から外した後、そのまま成形品を金型にセットし直して下死点まで成形を行った。成形品を金型から外した際には、潤滑油の再塗布はしていない。Fig.3-5 に円筒絞り成形実験におけるしわ抑え力と最大成形荷重、成形可否の関係を示す。開発技術を適用することにより、従来の成形方法に比べて最大成形荷重が減少することが明らかになった。その結果、Fig.3-6 に示すように割れに対する成形限界しわ抑え力が増加し、従来の成形方法に比べ成形余裕度が拡大し絞り成形性が向上することが検証された。開発技術の適用により金型と被加工材間の摩擦係数が減少し、材料の流入抵抗が減少したためであると考えられる。

次に、実験における荷重低減効果を摩擦係数の差に換算するため FEM による成形解析を実施した。汎用解析ソフト LS-DYNA(動的陽解法)を用い、円筒の 1/4 対称モデルとして三次元解析を実施した。被加工材は板厚異方性弾塑性モデルを用いシェル要素とした。被加工材の応力-ひずみ関係は、実験に用いた Table 3-1 に示す鋼板 a の特性値を Swift 型硬化則で近似して用いた。Fig.3-7 に、その応力-ひずみ線図を示す。本解析では金型と被加工材の接触面の摩擦係数を一定値とし、成形プロセス中の平均摩擦係数が絞り成形時の最大成形荷重に及ぼす影響を評価した。Fig.3-8 に、Fig.3-5 の成形実験で割れが発生しなかった条件の実験結果と計算結果との比較を示す。成形実験でみられた開発技術による荷重低減効果は、成形プロセス中の平均摩擦係数を 0.01 減少させることに相当することがわかった。したがって、本実験での開発技術による成形性向上効果は、摩擦係数が 0.01 低い高潤滑油を塗布した場合の効果と等価であると解釈できる。

Fig.3-2 の摺動摩擦実験での摩擦係数と、Fig.3-8 の成形解析結果から推定される円筒絞り実験での摩擦係数の絶対値に差があるのは、摺動速度の違いが原因

と推定される。第2章で述べたように摺動速度が遅いほうが潤滑油の摩擦界面への供給量が少なくなり摩擦係数が大きくなる傾向にある。円筒絞り実験は油圧プレス機を使用したため成形速度は1mm/sであり摺動実験に比べて遅く、金型と材料間の摩擦係数が摺動摩擦実験結果よりも大きかったと推定される。

第2章の摺動摩擦実験結果にみられるように、実際の成形プロセスでは金型と被加工材間の摩擦係数は摺動距離に応じて変化する。そのため開発技術の成形プロセスで生じる荷重変動を定量的に評価するためには、摺動距離や速度、面圧による摩擦係数変動を考慮した非線形摩擦係数モデルを用いた成形解析を実施する必要がある。この非線形摩擦係数モデルを用いたFEM成形解析の検討については、第4章で述べる。

自動車用の大型パネルの絞り成形において、開発技術の成形性向上効果を確認するために、**Fig.3-9**に示す実物大のフロントフェンダパネルによるプレス実験を実施した。プレス実験には、JFEスチール(株)スチール研究所福山地区に設置されている12,000kN級メカニカルプレス機を用いた。メカニカルプレス機では開発技術の動作を自動で行なうことができないため、プレス機を途中で停止し、手動でパネルを金型から取り外すことで開発技術のプロセスを模擬した。成形性の評価方法として、しわ抑え力を変化させて、絞りコーナー部のパンチ肩近傍で割れが発生しない割れ限界しわ抑え力を評価する成形余裕度試験を実施した。供試材には**Table3-1**に示した270MPa級冷延鋼板a,bを用い、潤滑油には摺動摩擦実験と同じ一般防錆油を用いた。成形余裕度試験の結果を**Table3-3**に示す。開発技術では、下死点より30mm手前で成形を中断し、一旦成形パネルを金型から外した後に、そのまま成形パネルを金型にセットしなおして下死点まで成形を実施した。プレス実験の結果から、成形途中で金型と被加工材を離すだけで、通常の成形方法に比べて割れ限界しわ抑え力が向上することがわかつ

た．開発技術の適用により， r 値 2.0 の冷延鋼板（供試材 a）の割れ限界しわ抑え力を， r 値 2.5 の深絞り用冷延鋼板（供試材 b）以上に向上させることができることを検証した．

以上の結果から，開発技術による絞り成形性向上効果の主因は，金型と被加工材が離れることに起因した潤滑性の改善であり，開発技術は大型パネルの成形性を改善できることがわかった．

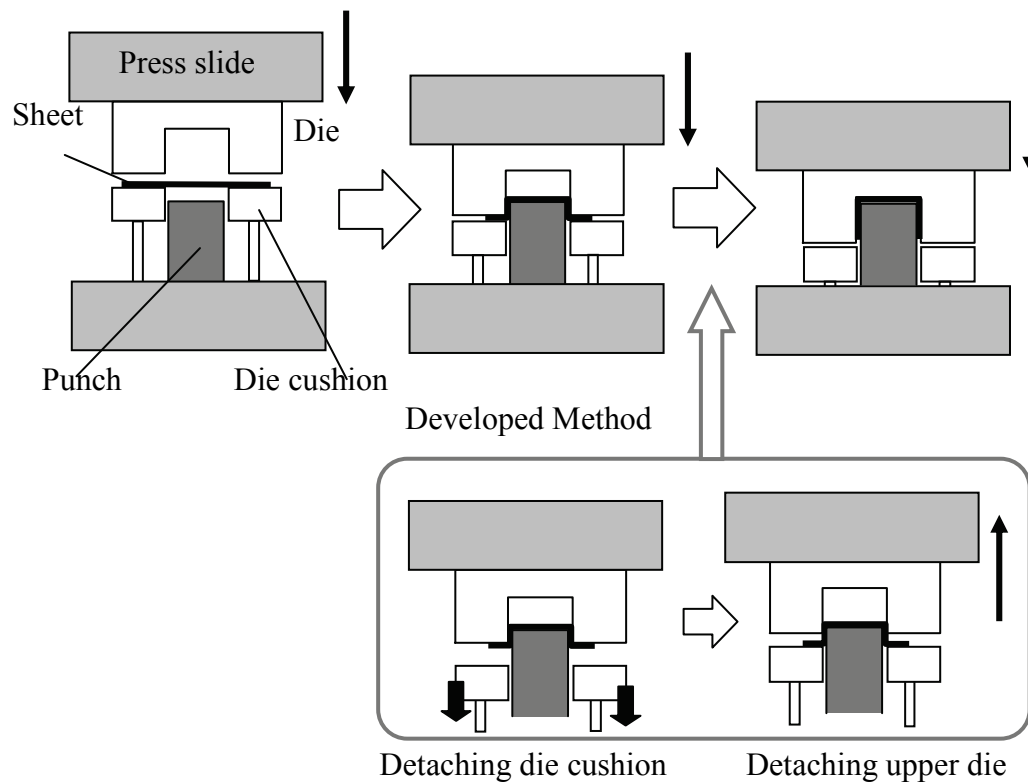


Fig. 3-4 Forming process of developed motion control

Table 3-2 Experimental conditions of $\phi 33$ cup drawing tests

Punch diameter / mm	33
Punch shoulder radius / mm	5
Die shoulder radius / mm	3
Drawing ratio	2.1
Drawing speed / mm s ⁻¹	1
Lubricant	Same as sliding tests

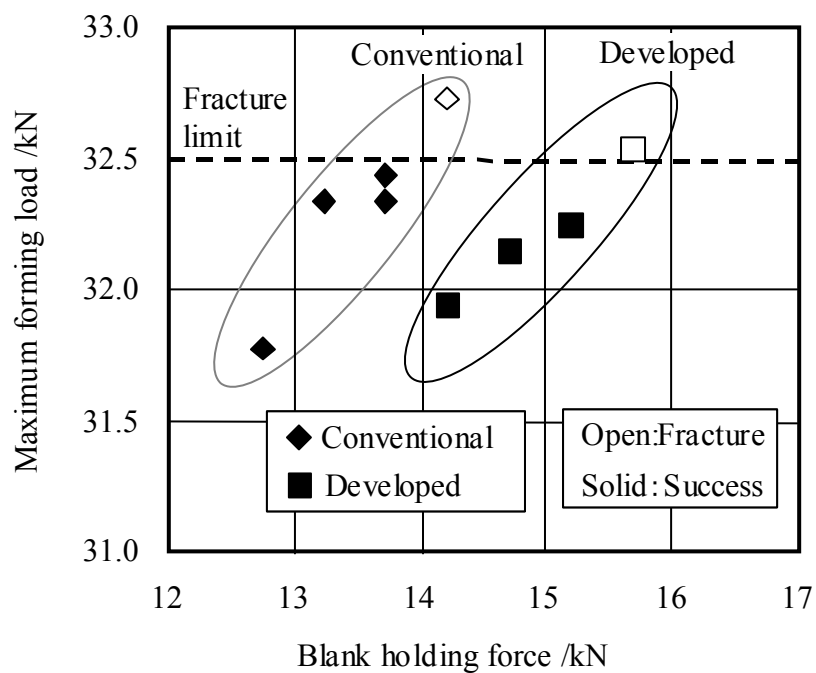


Fig. 3-5 Effects of developed method on reduction in maximum forming load

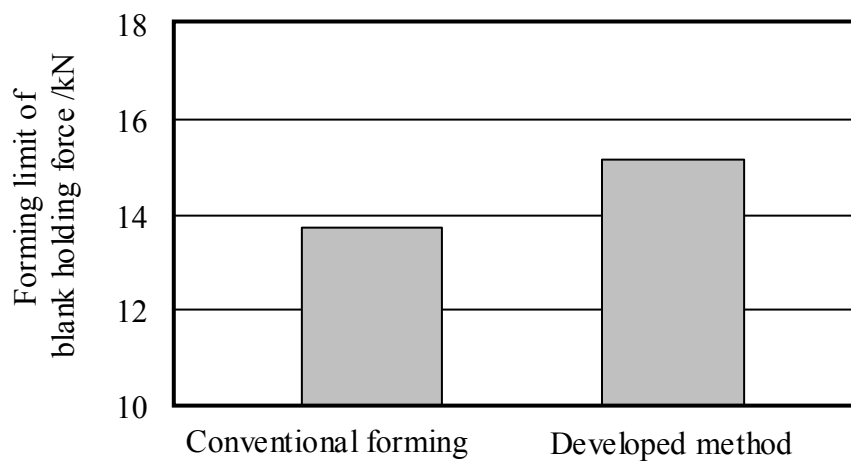


Fig. 3-6 Effects of developed method on reduction in forming limit of blank holding force

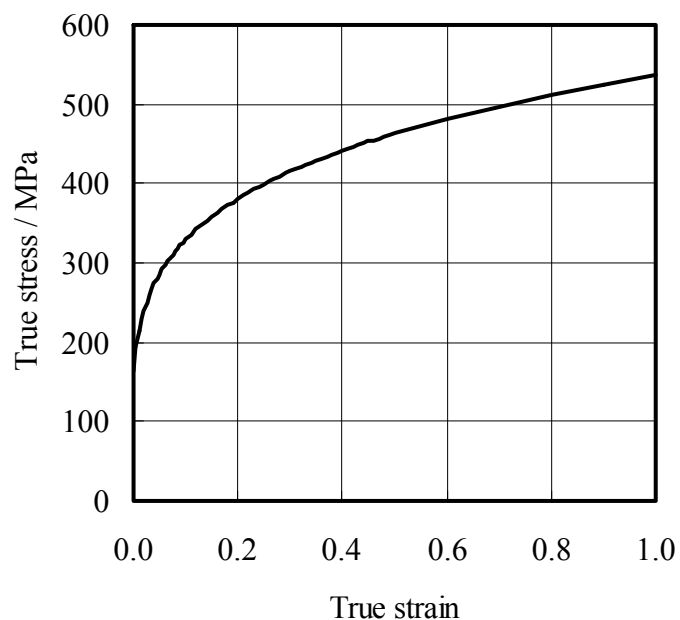


Fig. 3-7 Stress-strain curve of material used in FE analysis

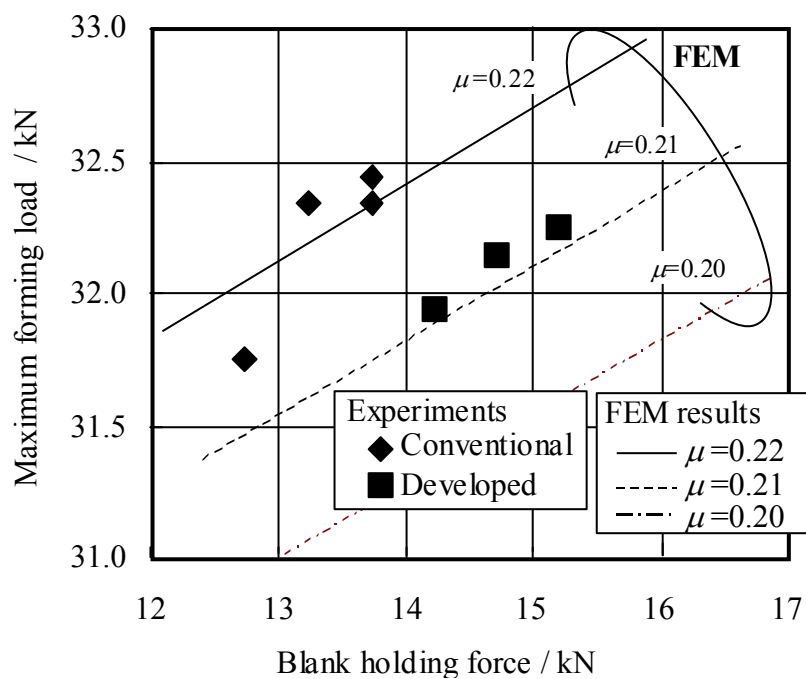


Fig. 3-8 Effects of developed method on reduction in maximum forming load

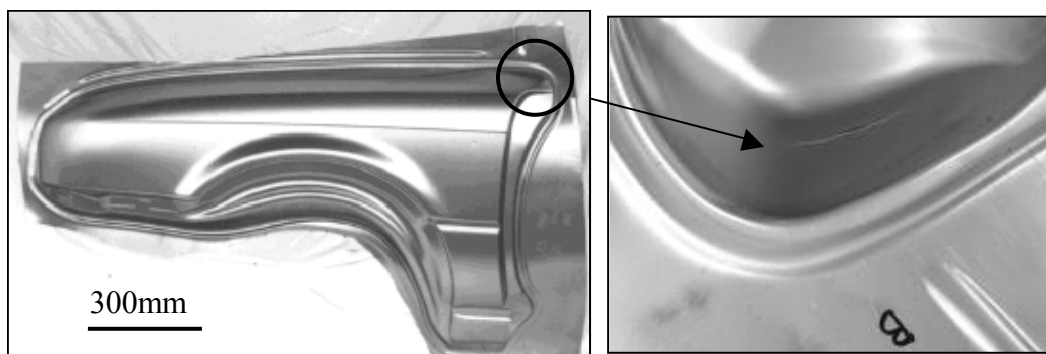


Fig. 3-9 Automotive model panel (front fender panel) used in trial stamping

Table 3-3 Results of forming allowance tests of front fender panel

Forming Method	Steel	Blank holding force / kN				
		1200	1250	1300	1350	1400
Conventional	a	Good	NG	NG		
	b	Good	Good	Good	NG	NG
Developed	a	Good	Good	Good	Good	NG

NG: Fracture

3.4 自動システムの開発と自動車部品モデルによる効果検証

3.4.1 サーボプレスとサーボクッションによるモーションの自動化

開発技術を量産プレスに適用するには、成形途中にプレス機のスライドやクッション装置の動作を任意に制御する必要がある。生産性を極力阻害しないためには、電動サーボプレスやサーボクッションの活用が有効である³⁻³⁾。そこで、スライドおよびクッションの位置を制御することができるサーボ機構を備えたプレス機とクッション装置を用いて開発技術の自動制御化を検討した。

Fig.3-10 に、本研究に使用したアイダエンジニアリング製の 3,000kN 級電動サーボプレスの写真を示す。本プレス機は、開発技術の自動化を行うために JFE スチール(株)スチール研究所千葉地区に導入した設備である。プレス機のインナスライドはクランク機構を介して電動サーボモータで駆動され、スライドの位置制御および速度制御が可能である。ダイクッションは電動サーボモータと油圧シリンダのハイブリッド駆動方式³⁻⁴⁾であり、高精度な圧力制御と高速の位置制御が可能な設備である。**Table 3-4** にサーボプレスの仕様を、**Table 3-5** にサーボダイクッションの仕様を示す。サーボプレスの能力は 3,000kN であり、サーボクッションの能力は 600kN の仕様である。サーボプレスとサーボダイクッションの間でデータ通信を行い、プレス機とクッション装置を連動させることでモーション制御の動作を実現している。

Fig.3-11 に示すように、開発したモーション制御では、成形開始後、成形途中で一旦スライドの下降を停止させ、次にクッション位置を下降させてしわ抑え面と被加工材を分離し、さらにスライドを上昇させることで上ダイスと被加工材を分離している。その後、しわ抑え面を被加工材に接触させダイクッションを圧力制御しながら被加工材を押し上げることで、パンチと被加工材を分離し

ている．以上の一連の動作を行うことで、パンチとダイス、しわ抑えの全ての金型を被加工材から分離することができる．

絞り成形時に摺動距離が長い被加工材のフランジ部は、上金型としわ抑えによって挟圧されている．成形途中で上金型としわ抑えを被加工材から離すことは、フランジ部と金型間の潤滑性を改善し流入抵抗を減少させるため、絞り成形性を向上させるのに最も有効である．これに対し、パンチと被加工材間の摺動距離は短いため、パンチを被加工材から離すことによる絞り成形性改善効果は小さい．ただし、パンチ肩部の半径が大きく緩やかな場合や、パンチにより意匠面を緩やかに張り出すような成形の場合には、摺動距離は短く効果は小さいものの金型を離すことによる潤滑性改善効果が期待される．本研究で開発した自動制御システムでは上記全ての影響を考慮し、一連の動作の中で上金型、しわ抑え、パンチの全てを被加工材から離すことができるモーションをシステムに組み込んだ．

サーボプレスとサーボダイクッションを用いて実際にモーション制御を自動で行った際の、サーボプレスのインナスライド位置とクッション位置の動きを **Fig.3-12** に示す．全ての金型を被加工材から離す一連の動作を約 0.8 秒で完了しており、応答性の良い制御が実現できている．このモーションパターンは、本研究設備の能力を最大限活用したモーションパターンであり、本設備で実現できる最速のモーションで実験を実施した．また、機械の位置制御精度や荷重負荷時のプレス機の弾性変形などを考慮して、被加工材と金型を離す距離の設定は 1mm とした．

3.4.2 モーション制御による成形性向上効果

開発したモーション制御による成形性向上効果を定量化するために、直径

180mm の円筒絞り成形実験を実施した。試験条件を **Table 3-6** に示す。供試材には、**Table 3-7** に示す自動車用外板パネルなどに用いられる 270MPa 級合金化溶融亜鉛めっき鋼板 c を用いた。潤滑による効果と開発技術による成形性向上効果を比較するため、成形実験時の潤滑には量産プレス工程で一般的に使用されている一般洗浄油と極圧添加剤を入れた高潤滑洗浄油を用いて実験を行った。面圧 40MPa、摺動速度 200mm/s の摺動条件で、一般洗浄油の摩擦係数は 0.16 (動粘度 40℃, 3mm²/sec)、高潤滑洗浄油の摩擦係数は 0.14 (動粘度 40℃, 5mm²/sec) であった。

本成形実験では、成形開始から下死点到達までの間に Fig.3-11 示した一連の動作を 3 回繰り返した。350kN のしわ抑え力を負荷し、従来成形方法およびモーション制御により成形した円筒絞り成形品の外観を **Fig.3-13** に示す。従来方法の場合は縦壁部に割れが発生したが、モーション制御の適用により割れが改善された。これは金型と被加工材間の摺動特性が改善され、縦壁部に負荷される過大な張力が抑制されたためと推定される。**Fig.3-14** に、一般洗浄油と高潤滑洗浄油を使用して従来成形方法で成形した場合と、一般洗浄油を使用し開発技術を適用して成形した場合の、成形時のしわ抑え力と縦壁部の板厚減少率の関係を示す。板厚減少率は、縦壁部の破断危険部近傍で最も板厚の薄い部位の板厚を測定した。実験結果から、モーション制御の成形性向上効果は高潤滑洗浄油による効果の 50%程度であり、摩擦係数に換算すると約 0.01 に相当することがわかった。また、しわ抑え力に換算すると約 50kN の効果であった。

プレス成形時のしわ抑え力を低減することは、生産の安定化につながるとともに、金型保全費用の削減、プレス加工力低減によるエネルギー原単位低減などのコストダウンメリットがあるため、モーション制御の潤滑性改善効果によるプレス生産現場のメリットは大きい。また自動車メーカーでは、高潤滑油から

一般潤滑油に変更しコストダウンしたいというニーズがあるとともに、粘度の高い潤滑油は自動車生産ラインの後処理工程で処理液などの汚れの原因になるため、極力、高粘度の潤滑油を使用したくないというニーズもある。したがって、モーション制御の潤滑性改善効果は、これらの課題を解決するための一助になる可能性があると言える。

以上の結果から、サーボプレスとサーボクッションにより自動化された開発技術の成形性向上効果が検証され、開発技術が量産プレスに適用できる可能性があることが示された。

3.4.3 自動車用大型パネルでの効果検証

大型パネルでの成形性向上効果を検証するために、**Fig.3-15** に示すリヤサイドシル部品でのプレス実験を実施した。本部品は衝突安全性と部品剛性の両方の性能を要求されており、エネルギー吸収能力を向上させるために高強度鋼板を適用するとともに、部品剛性向上のために絞り部品形状にしたいという車体設計側のニーズがある部品である。本部品は成形高さ 60mm であり、難成形の絞り部品である。供試材には、**Table 3-7** に示した自動車用骨格部品に用いられる 440MPa 級高強度冷延鋼板 d および 590MPa 級高強度冷延鋼板 e を用いた。潤滑には摺動摩擦実験と同じ一般防錆油を用いた。本成形実験でも、成形開始から下死点到達までの間に **Fig.3-11** に示した一連のモーションを 3 回繰り返した。

供試材に 590MPa 級高強度冷延鋼板 e を用い、しわ抑え力を変化させ、成形したパネルに発生する割れやネッキングの有無を評価した。成形余裕度試験の結果を **Table 3-8** に示す。モーション制御の適用により、従来方法に比べて割れ限界しわ抑え力を 100kN(33%)拡大させることが可能であり、実物大の自動車用パネルでも開発したモーション制御の成形性向上効果が得られることが検証され

た。Fig.13-16 には、各しわ抑え力を負荷して成形したパネルの外観を示す。従来成形方法では 350kN でパンチ肩部にネッキングが発生し始めるが、モーション制御を適用することによりネッキングが改善された。

Fig.3-17 に成形パネルの側壁部の板厚分布を示す。従来成形方法では、パンチ肩部近傍で板厚ひずみが集中しておりネッキング発生危険が生じているが、モーション制御を適用することで板厚ひずみの集中が抑制され、成形性が改善されていることがわかる。これはモーション制御の適用により潤滑性が改善されて摩擦係数が減少し、側壁部に生じる張力が減少したためである。

成形性向上効果を素材の材料強度グレードに換算するため、比較材として Table 3-7 に示した 440MPa 級高強度冷延鋼板 d を用いてプレス実験を行った。成形性向上効果を評価するため、成形したパネルのパンチ肩部の最大板厚減少率を比較した。各パネルの最大板厚減少率を Fig.3-18 に示す。モーション制御により 590MPa 級鋼板では板厚減少率が 6%改善され、440MPa 級鋼板と同じ程度の板厚減少率に改善されることが明らかになった。このことは、絞り成形性の観点からこれまで 440MPa 級鋼板までしか適用できなかった自動車部品に対し、モーション制御を用いることで 590MPa 級高強度鋼板を適用できる可能性があることを示しており、開発技術の適用により車体部品への高強度鋼板適用の拡大が期待される。



Fig. 3-10 3,000kN servo press and servo die cushion used in the study.
(JFE steel corp.)

Table 3-4 Specifications of a servo press

Capacity / kN	3000
Working energy / kJ	39
Slide stroke / mm	300
Productivity / spm	27

Table 3-5 Specifications of a servo die cushion

Capacity / kN	600
Cushion stroke / mm	130
Speed / mm s ⁻¹	300
Pad size / mm	1700 × 675

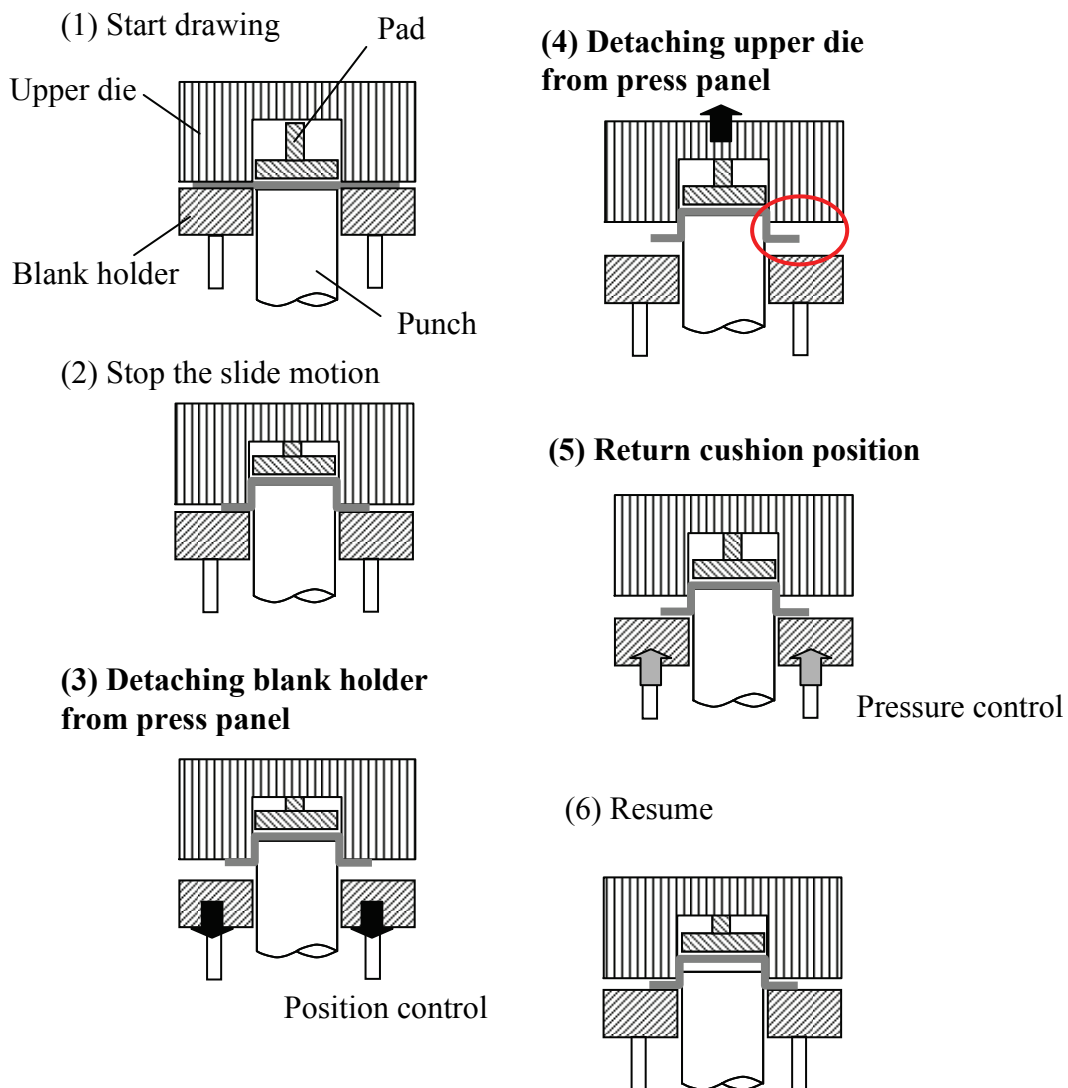


Fig. 3-11 Press slide and cushion motion controlled by a servo press and a servo die cushion

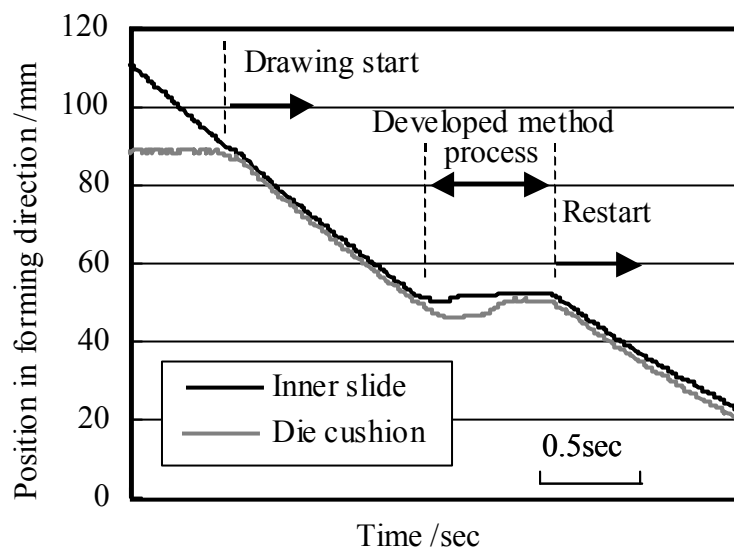


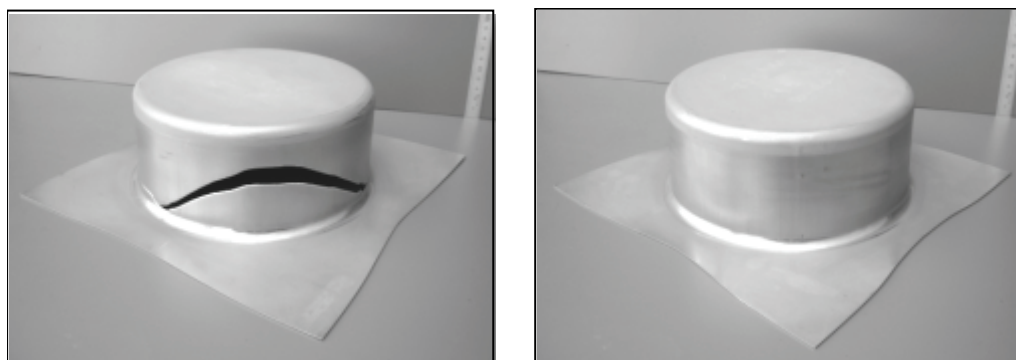
Fig. 3-12 Press slide and die cushion motion of the first step

Table 3-6 Experimental conditions of $\phi 180$ cup drawing tests

Die diameter / mm	184
Punch diameter / mm	180
Punch shoulder radius / mm	8
Die shoulder radius / mm	8
Drawing height / mm	80
Blank size / mm	Square 320

Table 3-7 Mechanical properties of used materials

Steel	TS -grade	t/mm	YS/MPa	TS/MPa	El /%	r-value
c	270	1.2	170	295	49	1.6
d	440	1.2	328	468	38	1.0
e	590	1.2	412	659	30	1.0



(a) Conventional forming

(b) Developed method

Fig. 3-13 Overview of $\phi 180$ cup drawing test panels

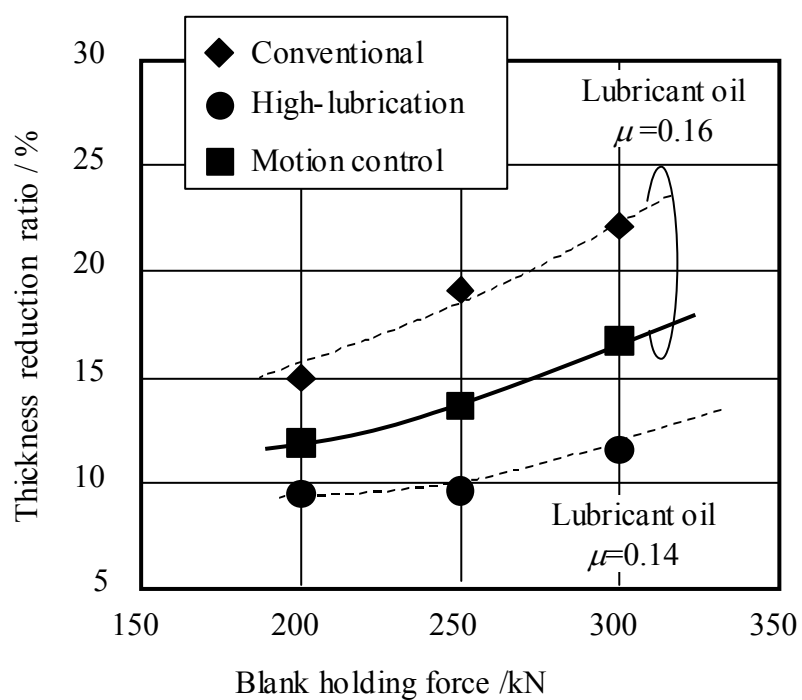


Fig. 3-14 Effects of developed motion control on deep drawability estimated by blank holding force and friction coefficient

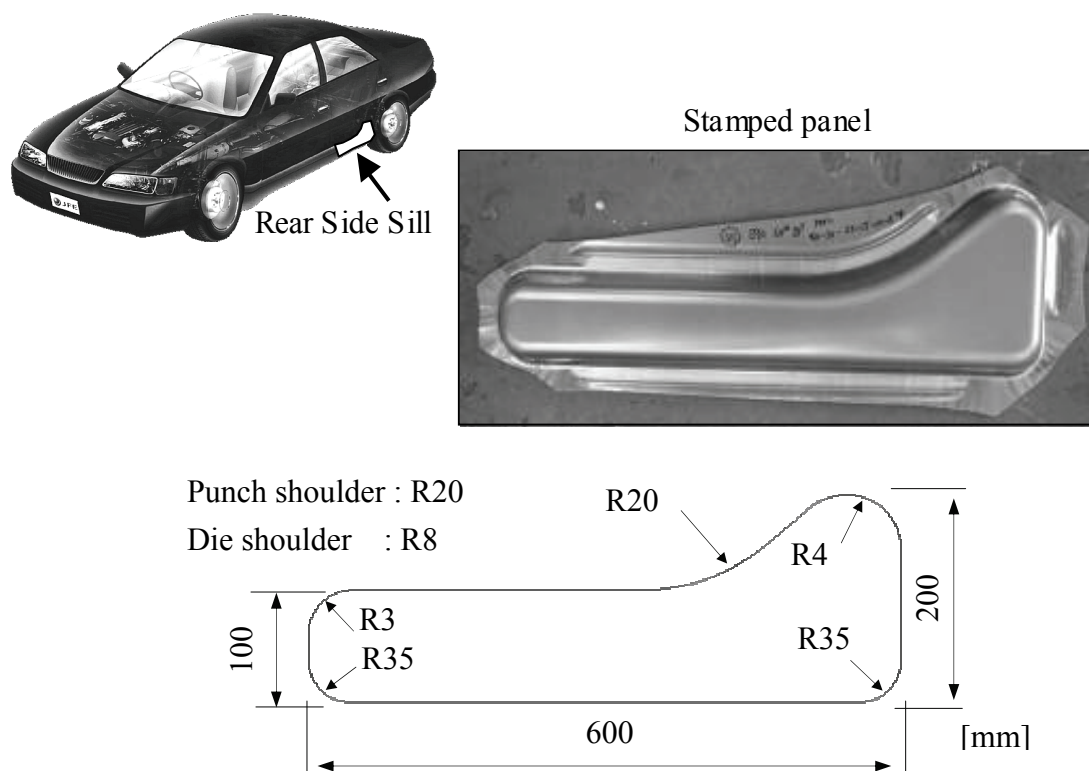
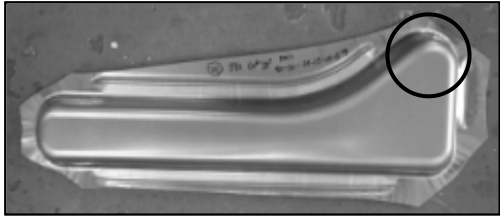


Fig. 3-15 Overview and outline dimensions of automotive model parts used in servo press trial

Table 3-8 Results of forming allowance tests of the side sill panel

	Blank holding force /kN				
	300	350	400	450	500
Conventional	○	△	×		
Motion control	○	○	○	△	△

○: Good △:Slight necking ×:Large necking



Fracture occurred at punch shoulder portion








Conventional forming			
300kN	350kN	400kN	
			
Motion control			
300kN	350kN	400kN	450kN
			

Fig. 3-16 Punch shoulder portions of press trial panels after forming allowance tests

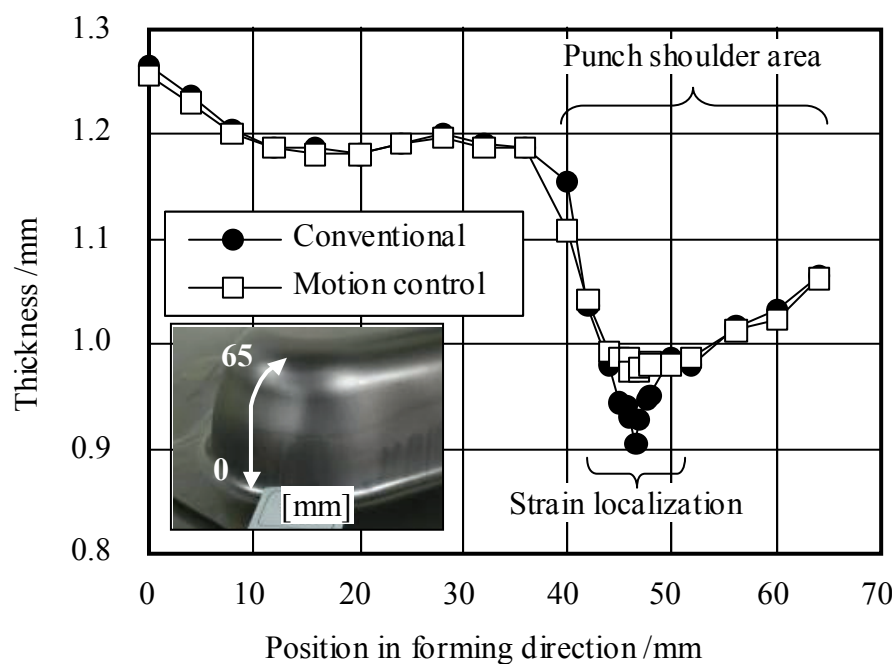


Fig. 3-17 Thickness distribution in the wall of press trial panel

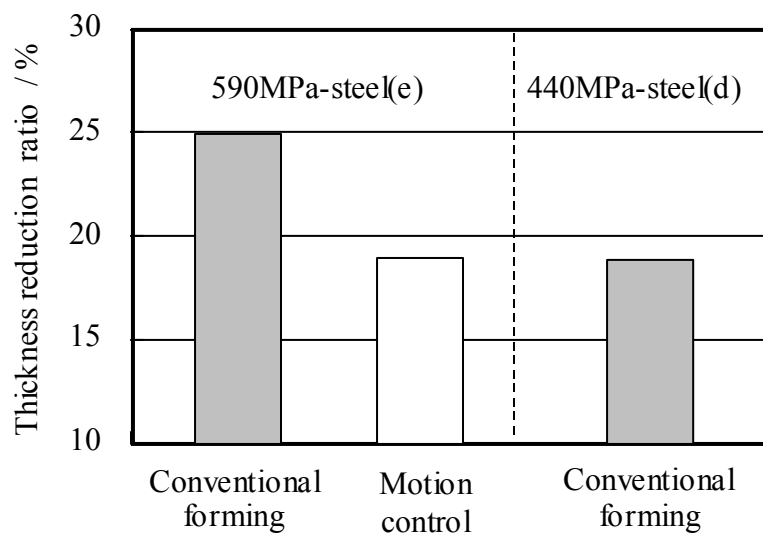


Fig. 3-18 Effects of motion control on deep drawability in the case of applying high tensile strength steel to actual automotive parts

3.5 まとめ

長尺工具引抜き型摺動摩擦実験の結果に基づき、絞り成形時の潤滑性を改善できるモーション制御方法を新たに提案し、円筒深絞り成形実験および実物大の自動車用パネルによる成形実験を実施し、以下のことを明らかにした。

- (1) 長尺工具引抜き型摺動摩擦実験により、摺動距離が増加するにしたがい工具と試験材間の摩擦係数は増加するが、摺動途中で工具と試験材を一旦離すだけで潤滑状態が改善され摩擦係数が減少することが明らかになった。このことは従来にない新しい知見である。プレス成形時にこの動作を繰り返すことにより、金型と被加工材間の摩擦係数を低い状態に保つことができると考えられる。
- (2) この原理を応用した、絞り成形時の潤滑性を改善する新成形技術を提案した。開発技術は、絞り成形工程の途中で積極的に金型を被加工材から離すことを特徴としている。開発技術を適用することにより、従来の成形方法に比べ被加工材の割れ危険部に生じる張力が軽減され、割れに対する成形余裕度が拡大し鋼板の深絞り性を向上させることができる。本研究では、一般的なプレス成形で使用される動粘度 $3\sim 10\text{mm}^2/\text{s}$ の範囲の潤滑油を使用し、絞り成形における成形性向上効果を検証した。
- (3) サーボプレスとサーボクッションを連動させたモーション制御システムを開発し、実物大の自動車部品金型を用いて開発技術により高強度鋼板の絞り成形性が向上することを検証した。開発技術は、自動車部品のような大きな金型を用いた量産プレスにも適用可能な技術である。
- (4) 開発技術は、長距離にわたり連続して摺動を受ける被加工材の潤滑性を改善できることが特長であり、成形時の摺動距離が長い大型パネルの絞り成形に

有効であり高強度鋼板の絞り性を向上させることができる。開発技術の適用により、自動車部品への高強度鋼板適用拡大が期待される。

3.6 参考文献

- 3-1) 片岡征二・木原淳二・相澤龍彦・中田高志・加藤光吉：塑性と加工, **35**-403(1994), 977-982.
- 3-2) 神馬敬・春日幸生・岩木信宣・宮澤修・森栄司・伊藤勝彦・羽田野甫：塑性と加工, **23**-256(1982), 458-464.
- 3-3) 小山田裕彦・菅沼俊治：塑性と加工, **45**-526(2004), 873-876.
- 3-4) 河野泰幸：特許 4942714 号.

第4章

非線形摩擦係数モデルを用いた **FEM** 成形解析による 絞り性向上に有効なプレスモーシヨン制御の予測

4.1 はじめに

第3章で提案したサーボプレスを活用したモーシヨン制御は、潤滑性改善による成形性向上効果は得られるが、成形の途中でプレス機のスライドを後退させるため、加工時間が従来の成形方法に比べて長くなる傾向があり、量産プレスに適用する場合には生産効率の低下が課題になる。自動車用部品の量産ラインでは1分間に20ショット前後の速度で生産しているのが現状であり、モーシヨン制御を量産技術に適用するためには極力生産性を阻害しないモーシヨンを設定する必要がある。効率的で生産性を阻害しないモーシヨンを開発することは、生産工程における能率向上や省エネルギー化にもつながり工業的にも価値がある。ただし、効果的で且つ効率的なモーシヨンを設定するためには、FEM 成形解析によりモーシヨン制御の成形性を予測する必要がある。

第2章で述べたように、金型と被加工材の間の摩擦係数は、摺動時の面圧、速度、摺動距離に応じて変化する。従来の FEM 成形解析では、摩擦係数は成形プロセス中で一定値として取り扱われるのが一般的であった。したがって従来の解析手法では、成形中に摺動摩擦特性が変化するモーシヨン制御の成形性を予測することはできなかった。モーシヨン制御の成形性を予測するためには、面圧、速度、摺動距離の影響を考慮できる新しい摩擦係数モデルを FEM 成形解析の中に取り入れる必要がある。

FEM 成形解析への導入を目的とした摩擦係数モデルの研究事例として、Wilson ら⁴⁻¹⁾は潤滑油の挙動を流体力学に基づき算出し、面圧、速度と油膜厚の関係から摩擦係数モデルを構築している。Nakamura ら⁴⁻²⁾は、270MPa 級めっき鋼板の摺動試験から、ひずみと摺動距離を変数とした多項式で摩擦係数モデルを表現している。橋本ら^{4-3,4-4)}は 270MPa 級鋼板の摩擦試験結果から、面圧

と摩擦仕事量を状態変数とした非線形摩擦係数モデルを提案し、クーロン摩擦則に基づいた FEM 成形解析よりも精度が向上することを報告しており、面圧や摺動距離の履歴などの考慮が重要であることを指摘している。麻ら⁴⁻⁵⁾は、圧力、速度、距離、摩擦仕事を考慮した非線形摩擦モデルを開発し、成形高さ 40mm の角筒絞り FEM 解析を実施している。摺動距離の影響は、幅 10mm 長さ 7.5mm の工具を用いた繰り返し摺動による累積距離と摩擦係数の関係からモデル化しているため、摺動距離の増加にともない摩擦係数が減少するモデルになっており、混合潤滑状態での摺動摩擦特性を表現していると推察される。したがって、大型パネルの絞り成形において材料が長距離にわたり連続的に摺動される時に生じる、油膜切れに起因した摩擦係数の増加を評価できないという問題があった。

非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析により、モーション制御時の成形性を評価する試みも始まりつつある。麻ら⁴⁻⁶⁾は、サーボプレスを用いた逐次成形時の再潤滑効果による成形性向上効果を FE モデルで検証している。しかし、その摩擦係数モデルの摺動距離依存項は摺動距離 40mm の工具による摺動摩擦試験結果から導出されたものであり、摺動距離の増加に対する摩擦係数の増加は摺動距離 6mm 以内の範囲で飽和している⁴⁻⁶⁾。したがって、これらの実験結果から開発された摩擦係数モデルは、摺動距離 0~10mm 以内の範囲で摩擦係数が急激に増加し、10mm 以降では摩擦係数は飽和もしくは緩やかに増加するモデルであると推察される。摩擦係数モデルの精度を評価するため、麻らは SUS304 を用いた異形角筒段絞り加工を行っている。難成形である頭頂部の段絞り部における縦壁での割れを評価し、実験における逐次成形の成形性向上効果を提案した摩擦係数モデルを用いた FEM 解析により予測できるとしている。この割れ危険部は、下死点近傍で上金型によりダイ側成形（張出し成形主体）

される部位であり、割れ危険部における金型と材料間の摺動距離は数 mm 程度と推察される。そのため、摺動距離の短い範囲を対象としている麻らの摩擦係数モデルを用いることで、成形性改善効果を予測することができたと考えられる。しかしながら、摺動距離が短い範囲を対象とする麻らの摩擦係数モデルは、本研究の対象である摺動距離の長い大型パネルの絞り成形性の予測には適していない。

従来、摺動距離が摩擦係数に及ぼす影響の評価については、工具長さが比較的短い工具を使用した研究事例や、同一工具の繰り返し摺動により長距離摺動を模擬した研究事例がほとんどである。自動車用部品などの大型パネルでは絞り成形時の摺動距離が長いため、摺動距離の短い工具で評価した摩擦係数の摺動距離依存性では実成形の条件に合わず、成形性を精度良く予測することができない。金型と被加工材間の摩擦係数の挙動を考慮して、大型パネルの絞り成形性を精度良く予測するためには、実際の成形条件に即した摺動摩擦試験の結果から新しい摩擦係数モデルを開発し、FEM 成形解析に適用する必要がある。

本章では、摩擦係数を面圧・速度依存項と摺動距離依存項の和で表す新しい非線形摩擦係数モデルを提案する。特に摺動距離依存性では、材料の同じ部分が工具により長距離にわたり摺動される長尺工具引抜き型摺動摩擦試験により、摺動距離が長い大型パネルの絞り成形時の状態を再現し、摩擦係数モデルの精度向上を図る。本研究で提案する非線形摩擦係数モデルは、摺動距離の長い大型パネルの絞り成形性を精度良く予測できることが特長であり、麻らが開発した摩擦係数モデル⁴⁻⁶⁾とは対象とする摺動距離の範囲が大きく異なる。さらに、提案する摩擦係数モデルは FEM 成形解析に容易に導入できるモデルとし、工業的有用性の高いモデルを提案する。

また本章では、比較的摺動距離の長い円筒絞り成形を対象に、非線形摩擦係

数モデルを組み込んだ *FEM* 成形解析を用いてモーショントリガーの成形性を予測し、モーショントリガーを適用するのに効果的なストローク位置を予測する手法を提案するとともに、円筒絞り実験によりその有効性を検証する。

4.2 面圧・速度・摺動距離を考慮した非線形摩擦係数モデル

第2章で述べたように、高強度鋼板でも、摺動距離の増加にともない鋼板表面の凸部は塑性変形を受けて潰され平坦部が形成される。このことは、試験片の断面組織観察結果からも明らかであった。第2章の Fig.2-27 に示したように、摺動開始直後から 40mm 程度までは急激に平坦部面積率が増加し、40mm 以降ではその増加率は小さくなる傾向にある。平坦部が増加し真実接触面積が増加することで、鋼板表面の実質的な接触面圧が小さくなり、凸部の変形が抑制されたためと考えられる。このような摺動試験後の鋼板表面プロファイルの観察結果から、Fig.4-1 に示すように、摺動開始直後および長距離摺動後における工具と鋼板表面間の潤滑状態の変化を推察した。

同図(b)は第2章に示した材料引抜き型摺動摩擦試験（試験 I）および長尺工具引抜き型摺動摩擦試験（試験 II）の摺動開始直後の状態を示し、同図(c)は試験 II の長距離摺動後の状態を示している。同図(b)の摺動初期には、粗さの大きい鋼板表面の凸部と工具表面とが境界潤滑膜を介して接触する境界潤滑部と、比較的浅い鋼板表面の凹部に封入された潤滑油を介した静圧流体潤滑部とが共存する混合潤滑状態にある。このことは、第2章で示したように、試験 I の結果では摺動速度の増加にともない摩擦係数が減少する傾向が見られ、流体潤滑状態でのくさび膜効果が発現していると考えられることから推察される。

その後、摺動距離が増加するにつれて（同図(c)）、硬質の工具表面の凸部はほとんど変形しないが、鋼板表面の凸部は塑性変形を受けて潰されることにより鋼板表面には平坦な部分が現れる。鋼板表面の同じ部分が摺動されるため、摺動距離が長くなると摺動初期に鋼板表面に蓄えられていた潤滑油も次第に減少し、鋼板表面に現れた平坦部は摺動距離の増加とともに油膜切れが発生して乾

乾燥摩擦状態になりやすくなる。第2章で示したように、試験Ⅱの結果では、工具を脱脂した条件では摺動距離の増加にともない工具への材料の移着が発生し、工具を潤滑した条件では工具と材料間に油膜が形成されやすく工具への材料の移着が発生しにくいことから、潤滑油の供給が少ない場合には摺動距離の増加にともない工具と材料の平坦部の間が乾燥摩擦状態になり、工具と材料が直接接触しやすい状態にあることが推察される。

したがって、摺動初期には混合潤滑が支配的であった鋼板と工具間の潤滑状態は、摺動距離の増加とともに鋼板表面の平坦部面積が増加するにつれて乾燥摩擦領域が増加し、混合潤滑領域と乾燥摩擦領域が混在するようになると考えられる。この現象は、摺動距離が長い絞り成形のような実際のプレス成形時にも生じると推察される。

混合潤滑領域と乾燥摩擦領域とが混在する工具と鋼板間の見かけ上の摩擦係数は以下のようにして定式化できる。Fig.4-1(c)に示すように、 a_i を接触部*i*番目の油膜切れした乾燥摩擦域の面積、 b_i を*i*番目の混合潤滑域の面積とし、鋼板表面の乾燥摩擦域の全面積を A 、混合潤滑域の全面積を B で表すと油膜切れした乾燥摩擦領域の面積率 α は、式(4-1)で表すことができる。

$$\alpha = A/(A+B) \quad A = \sum a_i \quad B = \sum b_i \quad (4-1)$$

乾燥摩擦での摩擦係数を μ_a 、混合潤滑での摩擦係数を μ_b とすると、工具と鋼板間の摩擦係数は各摩擦係数に対し接触面での面積率を乗じて、式(4-2)のように定義できる。

$$\mu = (1-\alpha)\mu_b + \alpha\mu_a \quad (4-2)$$

混合潤滑域での摩擦係数 μ_b は面圧 p や速度 V などの条件によって変化するため、 p , V の関数 $\mu_b(p, V)$ と表記すると式(4-2)は式(4-3)のように書き換えられる。ただし、乾燥摩擦域は凝着摩擦が支配的であり、乾燥摩擦域の摩擦係数は材料

の機械的性質であるせん断強さと塑性流動応力によって決まると考えて、 μ_a は一定値とした。また乾燥摩擦領域は摺動距離の増加にともない増加するため、 α は摺動距離 L の関数とした。

$$\mu = \mu_b(p, V) + \alpha(L) \cdot \mu_a \left(1 - \frac{\mu_b(p, V)}{\mu_a}\right) \quad (4-3)$$

プレス成形初期条件を p_0, V_0, L_0 とし、成形中の変動分を $\delta p, \delta V, \delta L$ とすると、式(4-3)は式(4-4)のように書くことができる。

$$\mu = \mu_b(p_0 + \delta p, V_0 + \delta V) + \alpha(L_0 + \delta L) \cdot \mu_a \left(1 - \frac{\mu_b(p_0 + \delta p, V_0 + \delta V)}{\mu_a}\right) \quad (4-4)$$

式(4-4)を式(4-5)のように書き換え、

$$\begin{aligned} \mu = & \mu_b(p_0 + \delta p, V_0 + \delta V) \\ & + \alpha(L_0 + \delta L) \cdot \mu_a \left(1 - \frac{\mu_b(p_0, V_0)}{\mu_a} - \frac{\mu_b(p_0 + \delta p, V_0 + \delta V) - \mu_b(p_0, V_0)}{\mu_a}\right) \end{aligned} \quad (4-5)$$

乾燥摩擦域の摩擦係数は、混合潤滑域の成形中の摩擦係数変化に比べて十分に大きいと考えられ、 $\mu_a \gg \mu_b(p_0 + \delta p, V_0 + \delta V) - \mu_b(p_0, V_0)$ と仮定すると式(4-5)は式(4-6)のように整理される。

$$\mu = \mu_b(p_0 + \delta p, V_0 + \delta V) + \alpha(L_0 + \delta L) \cdot \mu_a \left(1 - \frac{\mu_b(p_0, V_0)}{\mu_a}\right) \quad (4-6)$$

式(4-6)の右辺第 1 項は、面圧や速度などの摺動条件により変化する混合潤滑状態での摩擦係数を示している。右辺第 2 項は、摺動距離の増加にともない増加する乾燥摩擦領域の面積率 α を含んでおり摺動距離 L の関数である。右辺第 1 項は面圧 p と相対速度 V の関数である摩擦係数 $f(p, V)$ とし、右辺第 2 項は摺動距離 L の増加により変化する摩擦係数 $g(L)$ と定義すると、見かけ上の摩擦係数は

$f(p, V)$ と $g(L)$ の和で表され、式(4-7)のように記述される.

$$\mu = f(p, V) + g(L) \quad (4-7)$$

材料引抜き型の摺動摩擦試験 I では、表面粗さの粗い鋼板表面に十分な潤滑油が塗布されており、鋼板は常に表面の深い凹部に潤滑油が十分に蓄えられた状態で工具の中に連続的に供給される. すなわち、試験 I では工具と鋼板表面の潤滑状態は Fig.4-1(b)に示す混合潤滑状態にあると考えられる. したがって、混合潤滑域の摩擦係数 $f(p, V)$ は試験 I の結果から求められる. **Fig.4-2** に、供試材に **Table 4-1** に示した 270MPa 級冷延鋼板を用い、試験 I で得られた工具と鋼板間の面圧、速度と摩擦係数の関係の実験結果と、式(4-8)に示す試験結果の分析から得られた摩擦係数 $f(p, V)$ の計算結果を示す.

$$\begin{aligned} f(p, V) &= a \cdot \ln(V) + b \cdot \ln(p / YS \times 10^3) + c \\ a &= -0.003144, b = -0.007024, c = 0.2016 \end{aligned} \quad (4-8)$$

摺動速度が摩擦係数に及ぼす影響は、流体潤滑状態におけるくさび膜効果により、金型と工具の間に潤滑油が引き込まれることによる潤滑油膜厚の変化が主要要因と考えられる. 面圧が摩擦係数に及ぼす影響は、面圧が潤滑油膜厚さに及ぼす影響や鋼板表面凸部の塑性変形に及ぼす影響などが複雑に関係していると考えられる. 本論文では低速（低面圧）側では急激に摩擦係数が減少し、高速（高面圧）側では摩擦係数の減少が飽和する特性を表現する関数として対数関数をモデル関数として選択した.

工具引抜き型の摺動摩擦試験 II では、工具の表面に潤滑油が塗布されているが、工具表面の粗さは鋼板表面に比べると小さく工具表面に蓄えられる潤滑油は少ない. したがって、摺動距離の増加とともに鋼板表面の同じ部位が繰り返して摺動を受けると、摺動初期に鋼板表面に蓄えられた潤滑油は次第に減少し、

工具からも十分な潤滑油が供給されないため、乾燥摩擦となる領域が増加して摩擦係数が増加すると推察される。すなわち、試験 II の結果から摺動距離の増加による乾燥摩擦領域の拡大に起因した摩擦係数の増加量が定量化でき、摩擦係数 $g(L)$ は試験 II の結果から求めることができる。

Fig. 4-3 に、供試材に Table 4-1 に示した 270MPa 級冷延鋼板を用い、試験 II で得られた各潤滑条件における摺動距離と摩擦係数の関係と、摩擦係数モデル式(4-9)の計算結果を示す。 $g(L)$ は摺動距離 L の 1 次式とした。第 2 章で示したように、工具を脱脂した条件では摺動距離 40mm 以降で工具への材料の移着が発生しており、実際のプレス成形に比べ厳しい摺動条件と言える。一方、工具を潤滑した条件では、工具に常に潤滑油が塗布された状態で摺動されるため、実際のプレス成形に比べ潤滑油の油膜切れが生じにくい。Fig.2-27 に示したように摺動距離 40mm 以降では平坦部の面積率の増加量が小さくなるため、乾燥摩擦領域の拡大も飽和し摩擦係数の増加も緩やかになっており、実際のプレス成形に比べ有利な摺動条件と言える。実際のプレス成形では、摺動距離 40mm 以降でどちらに近い挙動をするかは明確ではなく、工具が脱脂された状態と常に潤滑された状態の間に位置づけられると考え、本論文では摺動距離が 0～40mm の範囲における両者の摩擦係数増加率の中間値となるように係数 d の値を決定した。

$$\begin{aligned} g(L) &= d \cdot L \\ d &= 0.0010 \end{aligned} \quad L = \int V dt \quad (4-9)$$

第 2 章の Fig.2-6 に示したように、試験 II では工具への材料の移着による急激な摩擦係数の増加が始まる前の範囲であれば、摺動距離の増加に対する摩擦係数の増加率は面圧によらずほぼ一定であり、摺動距離の影響に比べ面圧の影響

は小さいと言える。試験Ⅱにおける摺動速度の影響も確認したがその影響は小さかった。摩擦係数に及ぼす速度の影響は流体潤滑でのくさび膜効果の影響が考えられるが、潤滑油が不足し乾燥摩擦域が増加して摩擦係数が増加する試験Ⅱでは、試験Ⅰに比べて流体潤滑の範囲が少なく速度の影響が小さいためと考えられる。以上のことから、式(4-6)に示したように摺動距離依存項 $g(L)$ に理論上は面圧、速度の依存性が含まれるが、実用的なプレス成形条件の範囲内ではその影響は小さいことが実験的に確認された。したがって、長尺工具の摺動摩擦試験結果から式(4-9)の係数 d を実験的に求め、摺動距離の依存性のみを考慮した摩擦係数モデル式としても実用上は問題ないと考えられる。

式(4-8), (4-9)は引張強さ 270MPa 級の軟鋼板の摺動摩擦試験結果から導出した式であり、面圧の試験条件は摺動時に材料が引張力により塑性変形を生じない面圧 5~40MPa までの範囲である。第2章の Fig.2-4 に示したように、面圧 20MPa までの範囲では面圧の増加にともない急激に摩擦係数が減少するが、面圧 20MPa 以上の範囲では摩擦係数の減少率は小さくなっておりほとんど変化しない。したがって、型かじりなどが発生しない成形条件であれば、軟鋼板の絞り成形については、面圧 5~40MPa の摺動条件から導出した本モデル式で成形性予測が可能と考える。一方、高強度鋼板の場合には、高面圧条件を含む摺動摩擦試験結果からパラメータを導出する必要がある。

以上のように、提案した非線形摩擦係数モデルは、パラメータを摺動摩擦試験結果から容易に求められる点で利便性が高く、摺動距離が長い自動車部品などの大型パネルの絞り成形への適用に有効なモデルである。

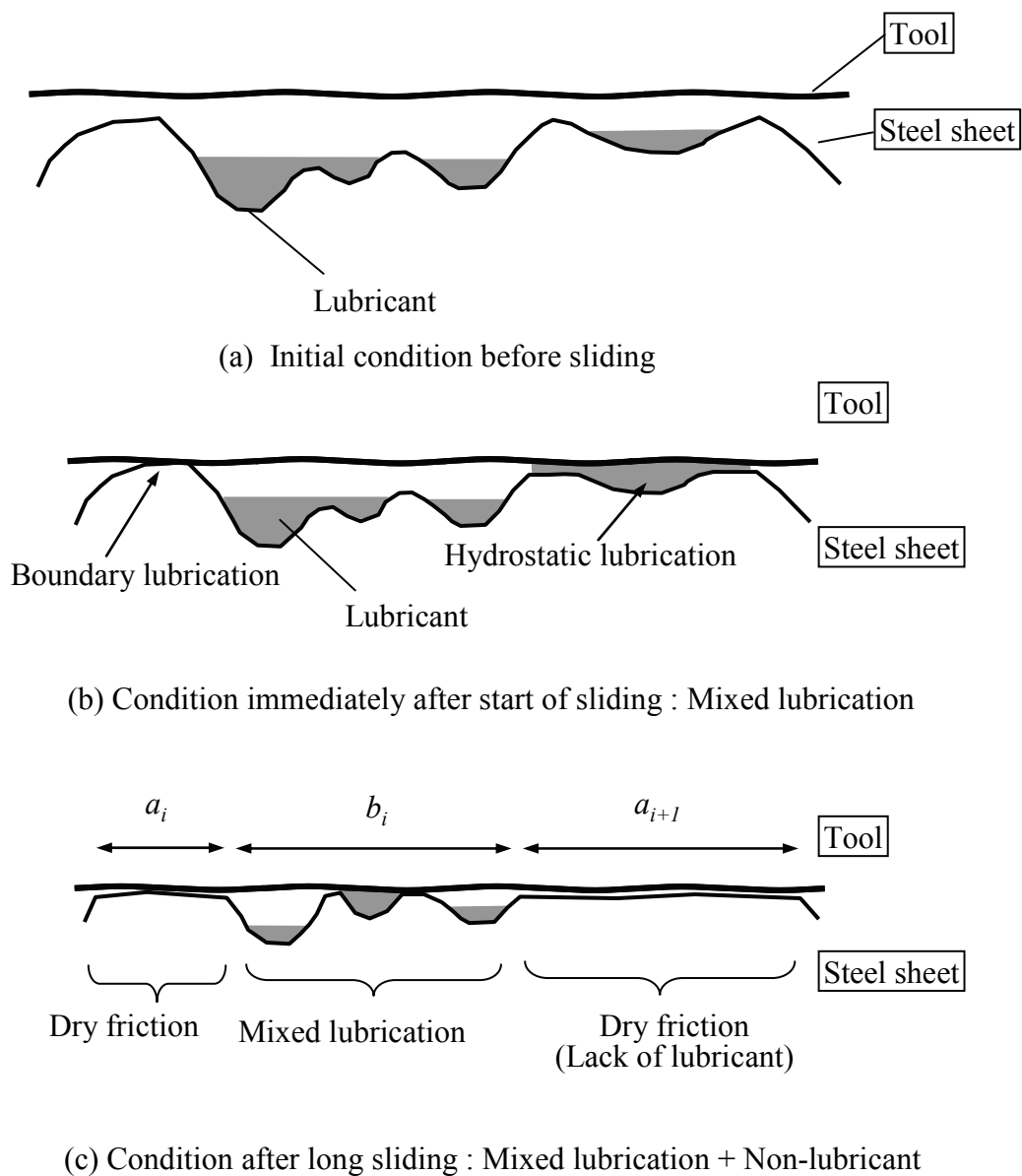


Fig.4-1 The condition of lubrication between the tool and the steel sheet in the friction tests

Table 4-1 Mechanical properties of used material
(Same material as the steel A in the chapter 2.)

TS-grade	t/mm	YS/MPa	TS/MPa	El /%	r-value	Ra / μm
270	1.2	177	305	48	1.3	0.78

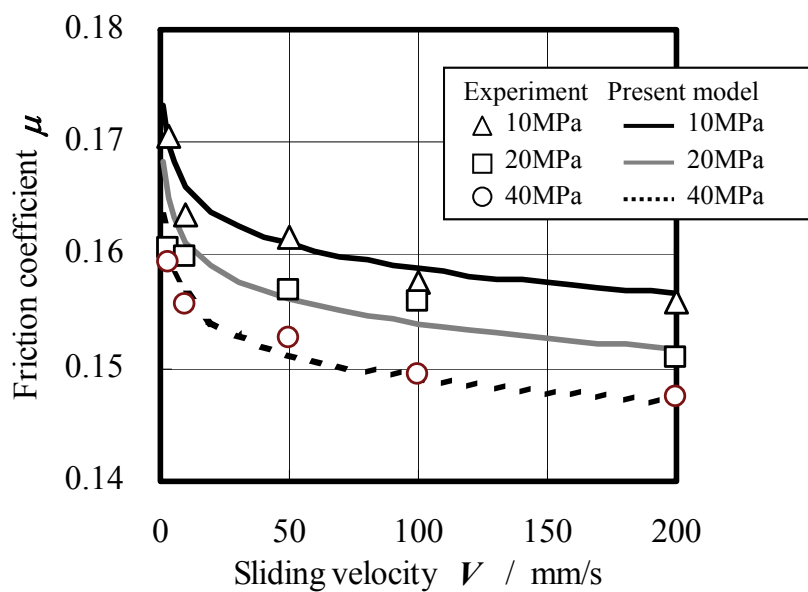


Fig.4-2 Effects of contact pressure and sliding velocity on friction coefficient and developed regressive friction model

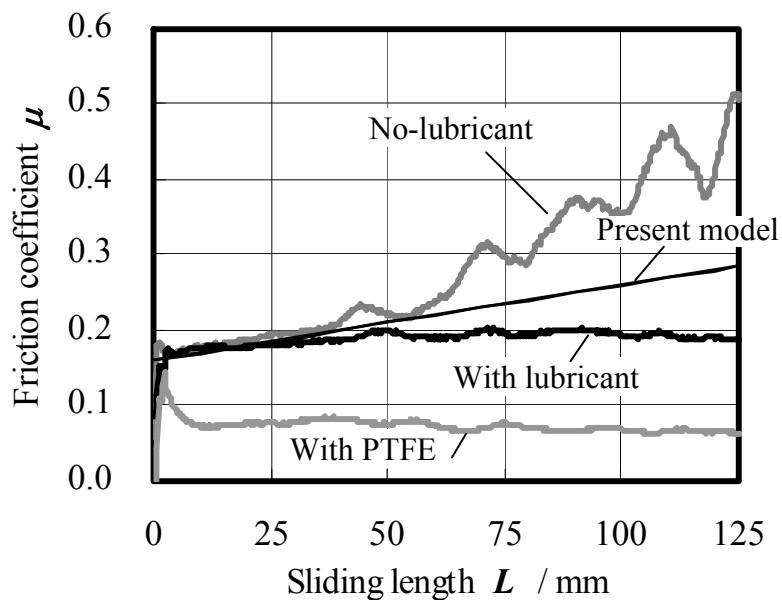


Fig.4-3 Effects of sliding length on friction coefficient and developed friction model

4.3 非線形摩擦係数モデルによる FEM 成形解析と検証実験

4.3.1 円筒絞り条件と摩擦係数モデルの評価

提案した非線形摩擦係数モデルの妥当性を検証するため、直径 180mm の円筒深絞り FEM 解析を行い、円筒絞り実験結果と比較した。被加工材には、第2章で用いた自動車用パネル部品に適用される引張強さ 270MPa 級の軟質冷延鋼板（供試材 A）と同じ材料を用いた。供試材の機械特性値を Table 4-1 に示す。円筒絞り条件は Table 4-2 に示す通りとし、第3章で実施した $\phi 180\text{mm}$ 円筒絞り試験と同じにした。

FEM 解析では、汎用動的陽解法解析ソフト LS-DYNA を用いた。摩擦係数モデル式は FEM 解析コードの中にユーザサブルーチンとして組み込み、円筒の 1/4 モデルとして三次元解析を実施した。金型と被加工材間の摺動距離の履歴をロード毎に記憶させ、成形途中で摺動距離に応じて時々刻々変化する摩擦係数を算出した。被加工材は板厚異方性弾塑性モデルを用いシェル要素とし、板面内は等方性とした。被加工材の応力-ひずみ関係は、Table 4-1 に示した特性値を Swift 型硬化則で近似して用いた。Fig. 4-4 に、その応力-ひずみ線図を示す。

プレススライドの動作は、サーボプレスのクランク機構と同じになるようにストローク-時間特性を Sin 曲線で設定し、下死点近傍でスライドが大きく減速するようにした。加工速度は、プレスストローク 300mm で 13spm (shot per minutes) の速度条件とした。本研究では、供試材の応力-ひずみ特性にひずみ速度依存性は考慮せず準静的問題として取り扱った。解析結果と実験結果を比較し、成形途中の荷重変化から提案した非線形摩擦係数モデル式の荷重予測精度を評価した。

4.3.2 円筒絞り実験による予測精度検証

Fig. 4-5 に、非線形摩擦係数モデル式を適用した成形解析結果と式(4-9)で $d=0$ として面圧、速度の影響のみを考慮した場合の解析結果と、摩擦係数を 0.15 および 0.08 の一定値とした従来手法による成形解析結果を示す。摩擦係数 0.08 は、Fig.4-3 に示したテフロンシート潤滑の摩擦係数とほぼ同じ数値である。

摩擦係数を一定とした場合は、成形開始後すぐに荷重が増加し始めるが、ストローク 40～50mm の位置で荷重は最大値を示した後、ストロークが下死点の 80mm に近づくにつれて荷重が減少している。摩擦係数が一定でフランジ部と金型間の摺動抵抗が変化しない場合には、成形が進行するとともにフランジ部の残り量が減少するため、成形後期では絞り抵抗が減少し荷重が減少する。これに対し非線形摩擦係数モデルを適用した場合には、成形の進行とともに摺動距離が増加し摩擦係数が増加するため、成形荷重はストローク 60mm 位置まで増加し続け 60mm 以降ではほぼ一定値を示す。面圧と速度の影響のみを考慮した場合には、摩擦係数一定の場合の解析結果との差は小さかった。本論文の円筒絞り成形条件の範囲では摺動距離の影響が大きく、面圧と速度の影響は小さいと考えられる。

Fig. 4-6 に、一般防錆油とテフロンシートを潤滑に用いた場合の、円筒深絞り成形実験における荷重－ストローク特性を示す。油潤滑の場合には、成形開始直後からストローク 20mm までの範囲で急峻に荷重が増加し、60mm 位置まで荷重は緩やかに増加し続け 60mm 位置以降ではほぼ一定値を示した。一方テフロンシート潤滑の場合には、成形開始直後は油潤滑と同じように荷重が増加するが、ストローク 50mm 位置で荷重は最大値を示し、その後は下死点まで緩やかに荷重が減少した。これらの傾向は、Fig.4-5 の解析結果にも明確に現れており、

摩擦係数の摺動距離依存性を考慮することで円筒絞り成形における成形後期の成形荷重を精度良く予測することができることがわかった。Fig.4-3 に示したように、油潤滑の場合には摺動距離の増加とともに摩擦係数が増加するが、テフロン潤滑の場合には摩擦係数は増加しない。このことが、円筒絞り成形において、油潤滑時とテフロンシート潤滑時の荷重－ストローク特性に違いが生じた原因であることが明確になった。

以上の結果から、提案した非線形摩擦係数モデルを用いることにより、摺動距離の長い絞り成形時の荷重予測精度を向上させることができることが円筒絞り成形実験により検証された。本研究で対象とした円筒絞り成形はフランジ部の摺動距離が最大でも 40～50mm 程度であり、その摺動距離は Fig.4-3 に示した摺動摩擦試験結果とモデル式による計算結果との間で差が小さい範囲にある。摺動距離 50mm 以降の範囲では、工具を潤滑していない場合と工具を潤滑している場合とで摩擦係数は大きく乖離しており、実際のプレス成形ではこの範囲の中でどのような摩擦係数になるかは明らかでない。したがって、より摺動距離が長いパネルの成形性を精度良く予測するためには、摺動距離 50mm 以降の摩擦係数の非線形性を議論する必要があると言える。そのためには更なる詳細な実験、考察が必要であり、摺動距離依存項の非線形化による更なる予測精度向上は今後の検討課題である。

Fig.4-7 に、円筒絞り成形品の縦壁部板厚分布について、実験結果と摩擦係数を一定とした場合および非線形摩擦係数モデルを用いた場合の成形解析結果を示す。Fig.4-8 には、摩擦係数を一定とした場合と非線形摩擦係数モデルを用いた場合の板厚減少率分布のコンター図を合わせて示す。実験結果では、高さ 10mm 位置のパンチ肩付近と 30mm 位置の縦壁部中央付近にひずみが集中し板厚が大きく減少した。摩擦係数を一定で計算した場合には、縦壁部中央で板厚

が減少したが、パンチ肩部での板厚減少は見られなかった。これに対し非線形摩擦係数モデルを用いた解析結果では、パンチ肩付近と縦壁中央部の両方の位置で板厚減少が見られ、実験結果と同じ傾向を示すことがわかった。面圧と速度の影響のみを考慮した場合には、摩擦係数一定の場合に比べてパンチ肩部の板厚がわずかに薄くなる傾向にあった。パンチ底から縦壁への材料流入速度は小さいため、摩擦係数が大きくなり材料流入が抑制されたことが原因と考えられるがその影響は小さい。

Fig.4-9 に、板厚ひずみが集中する成形高さ 10mm 位置における成形途中の板厚変化を示す。摩擦係数一定の場合に比べ非線形摩擦係数モデルを用いた場合には、ストローク 20mm の位置から板厚減少が大きくなる傾向が見られた。Fig.4-5 に示したように非線形摩擦係数モデルを用いた場合には、摩擦係数一定の場合に比べストローク 20mm 位置から荷重が大きくなっており、板厚変化と同じ傾向を示している。このことから、非線形摩擦係数モデル係数を用いた場合にパンチ肩部の板厚減少が大きくなったのは、摩擦係数の増加により成形荷重が増加したことが原因であると考えられる。

以上の結果から、非線形摩擦係数モデルを適用することで、成形品の板厚分布の予測精度が向上することが検証された。

Table 4-2 Experimental conditions of $\phi 180$ cup drawing test

Die diameter / mm	184
Punch diameter / mm	180
Punch shoulder radius / mm	8
Die shoulder radius / mm	8
Drawing height / mm	80
Blank size / mm	Square 320

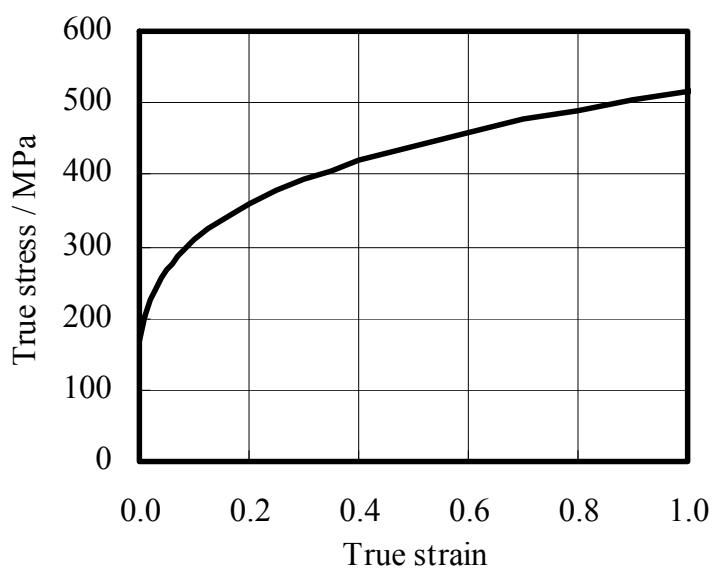


Fig. 4-4 Stress-strain curve of material used in FE analysis

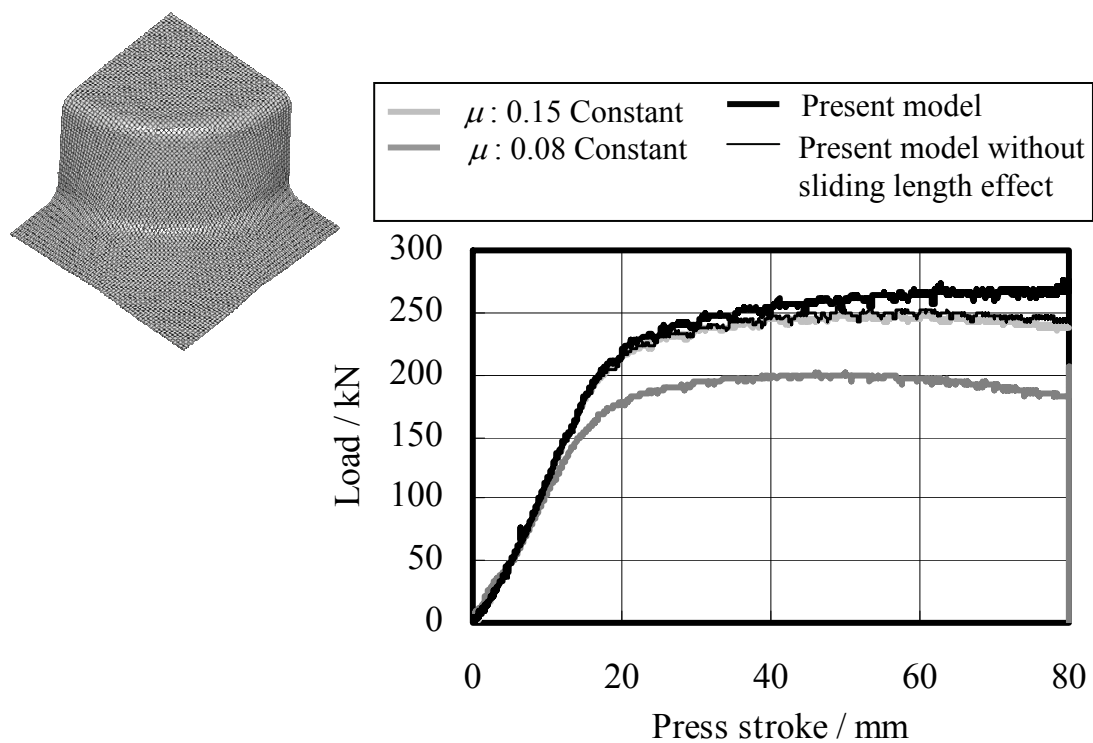


Fig. 4-5 Load-stroke curves calculated with FEM analysis

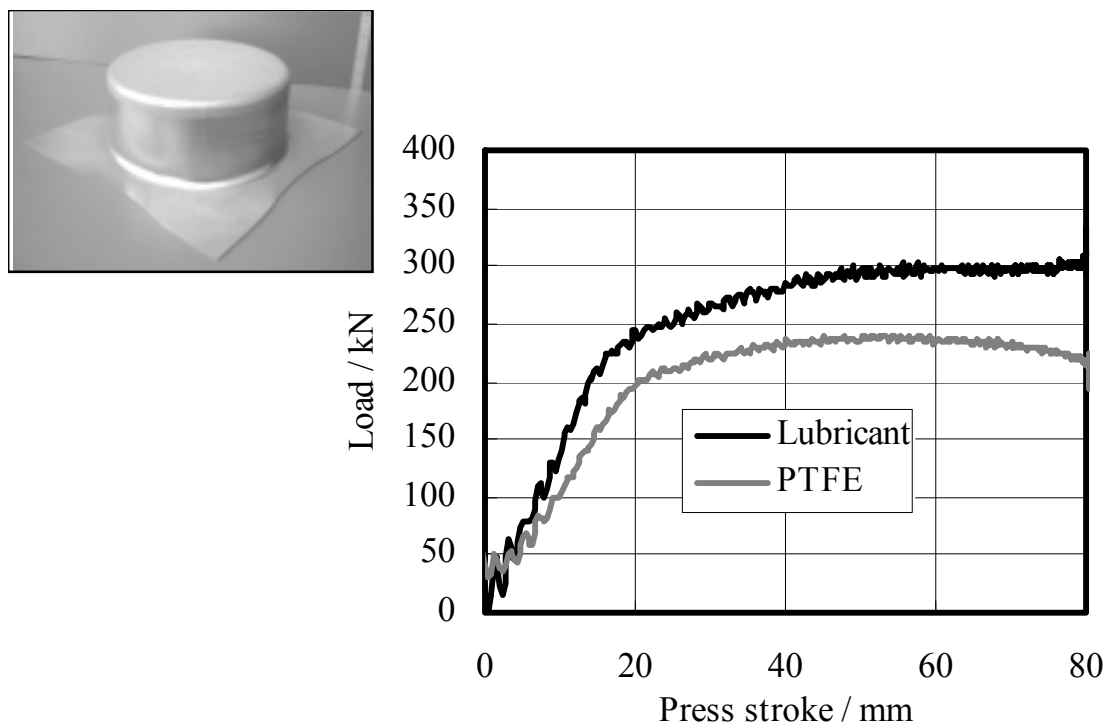


Fig. 4-6 Experimental load-stroke curves of cup drawing tests

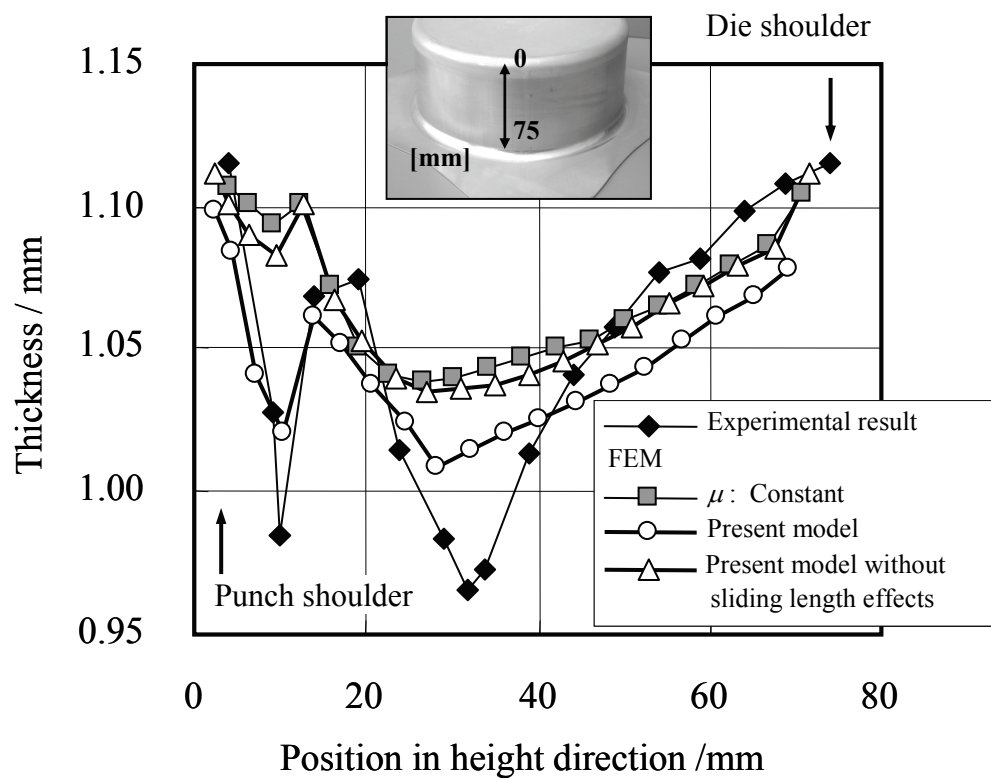


Fig. 4-7 Experimental results of thickness distribution in the cup wall

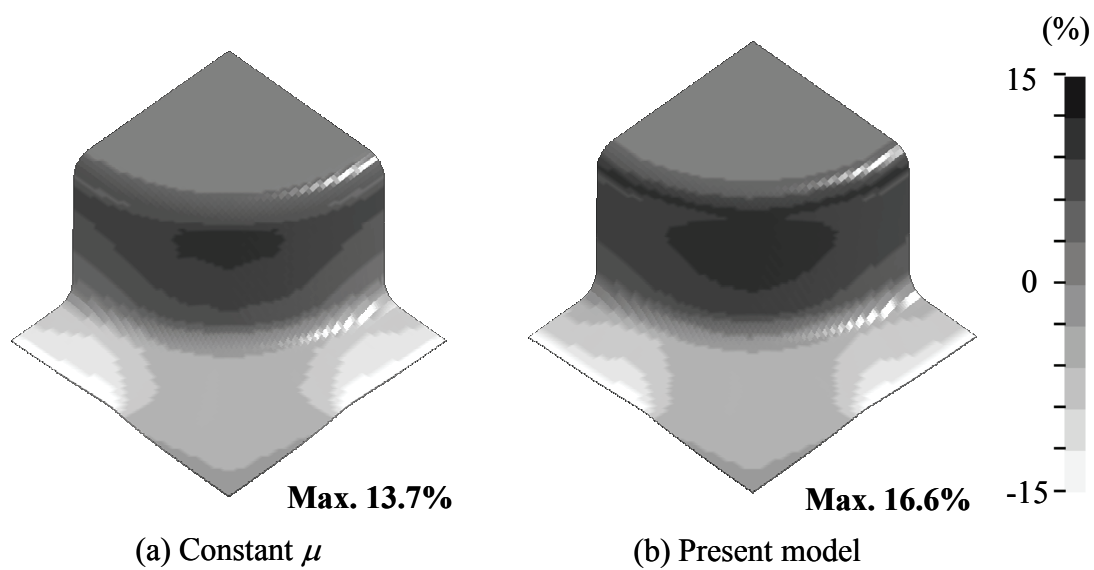


Fig. 4-8 Calculated thickness distribution in the cup

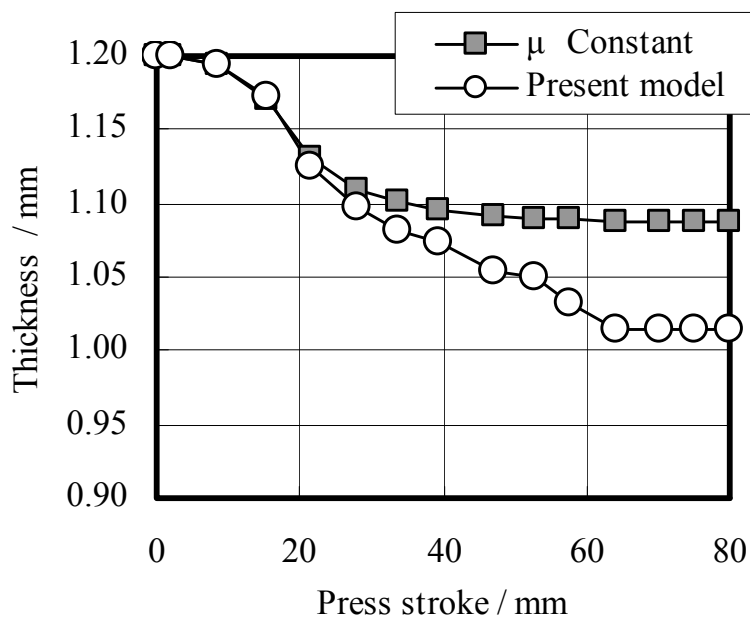


Fig. 4-9 Change in thickness at the punch shoulder portion with press slide stroke (Results of FEM analysis)

4.4 絞り性向上に有効なモーショントリガーの予測

4.4.1 円筒深絞り成形におけるモーショントリガーの成形性予測

第3章で提案したモーショントリガーの成形性を予測するため、Table 4-3 に示す成形条件で直径 180mm の円筒深絞り成形の FEM 成形解析を行った。ブランクには1辺がそれぞれ 320mm(ブランク A)と 270mm(ブランク B)の2種類の正方形ブランクを用い、荷重－ストローク特性を変更して成形性を評価した。割れが生じやすい状態での成形性改善効果を評価するため、寸法の小さいブランク B の場合は、ブランク A に比べてしわ抑え力を大きく設定し、板厚減少率が大きくなるような成形条件とした。

提案したモーショントリガー技術は、絞り成形途中で被加工材から金型を離すことが特徴である。第3章の Fig.3-2 で示したように、摺動距離の増加とともに金型と被加工材間の摩擦係数が増加するが、金型と被加工材が離れた瞬間に摩擦界面に潤滑油が再流入して潤滑状態が改善され、摩擦係数が摺動初期の状態に戻ることが摺動摩擦試験の結果から明らかにされている。FEM 成形解析では、金型と被加工材を離すタイミングで摺動距離依存性を表す式(4-9)の摺動距離 L をゼロにリセットすることで、摺動距離の増加による摩擦係数の増加分がゼロになるため、金型と被加工材を離すことによる摺動性改善効果を模擬することができる。

Fig.4-10 に、従来の成形方法と、ストローク 30mm の位置で金型と被加工材を離すことを模擬し、FEM 解析で 30mm の位置で $g(L)$ の摺動距離 L をゼロにリセットした場合の荷重－ストローク特性を示す。ブランク A の場合は成形開始後にストローク約 20mm の位置まで荷重が急激に増加し、その後成形が終了するストローク 80mm まで緩やかに荷重が増加し続けた。成形後期ではフランジの

残り量が減少しフランジ部の縮み変形抵抗は減少するが、摺動距離が増加して摩擦抵抗が増加するため、成形終了まで荷重が緩やかに増加する。ブランク B の場合はストローク約 60mm でフランジ端部の一部が側壁に流入し始め、60mm 以降では荷重が減少した。ブランク A, B ともにモーショントリプル制御を適用した場合にはストローク 30mm の位置で荷重が減少し、第 3 章の実験と同様の効果を再現確認できている。

Fig.4-11 に、パンチ肩部付近で板厚ひずみが最も集中する成形高さ 10mm の位置における、成形途中の側壁部の板厚変化を示す。モーショントリプル制御を適用することで、制御したストローク 30mm の位置から板厚減少が改善される。摩擦係数が減少することにより、成形荷重が減少し側壁部に生じる張力が減少したためである。

4.4.2 モーショントリプル制御の効果的な適用位置

Fig. 4-12 に、ブランク A のストローク 10mm および 80mm の位置における成形初期からの材料の XY 面内移動量を示す。Fig. 4-13 には、ストロークの変化にともなうブランクコーナー端部の XY 面内移動量の変化を示す。両図からブランク A, B ともに成形開始からストローク 10mm までは材料の移動はほとんどなく、パンチによる張出し成形が主体であることがわかる。ストローク 10mm まではしわ抑えと上金型にはさまれたフランジ部の側壁への流入はなく、被加工材のフランジ部は摺動を受けない。したがって、成形開始からストローク 10mm までの範囲では、被加工材と金型間の潤滑状態は成形初期の状態が維持されており、モーショントリプル制御を適用しても効果は得られないと考えられる。

Fig. 4-11 に示したようにパンチ肩部の板厚ひずみが最も集中する部位では、ブランク A の従来成形の場合、板厚が減少するのはストロークが 62mm の位置ま

でありそれ以降は板厚が変化しない。ブランク B の場合は、板厚の減少はストロークが 57mm の位置までである。したがって、モーショントラッキング制御を適用し成形荷重を低減して効果的に板厚減少を改善するためには、ブランク A の場合はストロークが 10mm から 62mm まで、ブランク B の場合はストロークが 10mm から 57mm までの範囲でモーショントラッキング制御を適用することが望ましいと考えられる。

Fig.4-14 に、ストロークが 10～60mm の範囲でモーショントラッキング制御の適用位置を変更し、各位置で 1 回だけモーショントラッキング制御を適用した場合における成形高さ 10mm 位置での側壁部の板厚を示すため、従来の成形方法により得られる側壁部の板厚に対する改善量で整理した。モーショントラッキング制御を適用することで、従来の成形方法に比べて板厚が厚くなることがわかった。ブランク A の場合、モーショントラッキング制御をストローク 40mm 位置で適用した場合に板厚が最大値を示し、ブランク B の場合はストローク 30mm で板厚が最大値を示した。板厚の改善効果が最大となるタイミングは、ブランク B の方がブランク A に比べてストロークが小さい側になる傾向にあった。さらにその板厚増加率はブランク B の方が大きかった。

Fig.4-15 に、Fig.4-10 に示した荷重－ストローク線図を用いて、成形開始からパンチ肩近傍の側壁部の板厚が減少しなくなるストローク位置（ブランク A の場合 62mm、ブランク B の場合 57mm）までの範囲で、モーショントラッキング制御する位置を変化させた場合の荷重をストロークで積分して算出した加工エネルギーを示した。モーショントラッキング制御した位置は、Fig. 4-14 に示した各成形条件について加工エネルギーを算出した。ブランク A、B とともに、モーショントラッキング制御を適用することで加工エネルギーが従来の成形方法に比べ小さくなった。摺動性が改善されることで成形荷重が減少し、成形に必要な加工エネルギーが小さくなるためである。ブランク A の場合はストローク 40mm 位置で加工エネルギーが最小となり、ブ

ランク B の場合は 30mm 位置で加工エネルギーが最小値を示した。これは Fig.4-14 に示した板厚改善効果が最大となるストローク位置と一致しており、加工エネルギーの減少と側壁部の板厚改善効果に良い相関があることがわかった。加工エネルギーが小さい方が、側壁部への張力負荷が小さく板厚減少が緩和されるためと推定される。

以上の結果から、FEM 成形解析によりモーショントラjectory制御の成形性を予測し、板厚改善に有効な適用タイミングを予測できる。加工エネルギーが小さくなるモーショントラjectoryを選定することで、絞り成形での側壁部の板厚を効率的に改善でき、生産性を極力阻害しない効率的なモーショントラjectoryを提案することができる可能性がある。

4.4.3 円筒深絞り実験による効果検証

モーショントラjectory制御の成形性予測の有効性を評価するため、円筒絞り条件を FEM 解析と同じ条件 (Table 4-3) とし、円筒絞り成形実験を実施した。Fig.4-16 に成形品の外観を示す。Fig.4-10 に示した挿入図の FEM 解析結果と同じく、ブランク寸法の小さいランク B の場合には、直辺部のフランジ端部が側壁に流入することが確認され、FEM 解析結果と実験結果でフランジ部の流入状況が一致することが確認された。

Fig.4-17 に、円筒絞り成形実験における荷重－ストローク特性を示す。ランク A の場合には成形開始からストローク 20mm までの範囲で急激に荷重が増加し、その後成形終了まで荷重は緩やかに増加し続ける。ランク B の場合は同じようにストローク 20mm まで荷重が急激に増加するが 50mm 前後の位置からフランジ端の一部が側壁に流入し始め、縮みフランジ抵抗が減少し荷重が減少した。この傾向は Fig. 4-10 に示した FEM 解析結果と一致しており、開発した非

線形摩擦係数モデルによる FEM 成形解析の成形荷重予測精度が良好であることを示している。Fig.4-18 に、ブランク B における従来の成形方法およびモーシヨン制御をストローク 30mm 位置で 1 回適用した場合の荷重－ストローク特性を示す。モーシヨン制御を適用したストローク 30mm の位置で荷重が減少しており、Fig.4-10 に示した FEM 解析結果と傾向が一致することがわかった。

Fig. 4-19 に、各ストローク位置でモーシヨン制御を適用した場合の、成形高さ 10mm 位置における側壁部板厚の改善効果を示す。Fig. 4-14 の解析結果も図中に併記した。モーシヨン制御の適用により、従来の成形方法に比べ板厚が増加することが実験的に検証された。また、最も板厚改善効果が大きいストローク位置も FEM 解析結果と傾向が一致した。ただし、板厚改善量は解析と実験で乖離が見られた。改善量を精度良く予測するためには、材料モデルの高精度化や金型弾性変形の考慮などを検討し、通常の円筒絞り成形解析の予測精度を更に向上させる必要があると考える。

以上の結果から、非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析により、モーシヨン制御における成形性を予測できるようになり、成形性改善に有効なモーシヨン制御適用位置を決定できることが検証された。

ここまでの検討では、絞り成形途中で金型を被加工材から 1 回だけ離すモーシヨン制御について議論してきたが、モーシヨン制御を複数回適用した場合には、さらに大きな成形性改善効果が期待できる。モーシヨン制御を適用し金型を被加工材から離すことで一旦は摩擦係数が改善されるが、成形を再開した後は再び摩擦係数が増加し始め成形荷重が増加する。これに対しモーシヨン制御を複数回適用することで、長尺工具引抜き型摺動摩擦試験の結果 (Fig.3-3) にも現れているように摩擦係数を常に低い状態に維持することができるようになり、モーシヨン制御を 1 回適用する場合に比べて複数回適用したほうが成形性

改善効果が大きくなることが期待される。Fig.4-20 に、モーショントリガ制御をストローク 30,40,50mm の位置で 3 回適用した場合の荷重－ストローク特性の計算結果を示す。通常の絞り成形に比べモーショントリガ制御を適用した場合には、ストローク 30mm 位置以降で成形荷重が減少し、Fig.4-10(a)に示したモーショントリガ制御を 1 回適用した場合に比べて荷重減少量が大きくなることがわかった。Fig. 4-21 に、成形高さ 10mm 位置付近の縦壁部における板厚改善量の円筒絞り成形実験結果と FEM 解析結果を示す。成形途中で金型と被加工材を 1 回離したときの板厚改善効果に比べ、ストローク 30,40,50mm の位置で金型と被加工材を 3 回離したときのほうが板厚改善量が大きくなった。これは Fig.4-20 に示したように、モーショントリガ制御を 3 回適用した場合にはモーショントリガ制御を 1 回のみ適用した場合に比べて荷重減少量が大きくなることが原因である。

以上の結果から、モーショントリガ制御の適用回数を増やすことにより、板厚改善量をさらに大きくすることができることが検証された。

一方で、モーショントリガ制御の適用回数を増やすことにより、生産性が低下することが予想される。Fig. 4-22 に、モーショントリガ制御適用回数と生産性の関係を示す。本データは、第 3 章でプレス実験に使用した 3000kN 級サーボプレス機を用いて、 $\phi 180\text{mm}$ 円筒絞り成形においてモーショントリガ制御の適用回数を変更した際の実績値である。通常の絞り成形において 13spm となる成形速度を基準とし、モーショントリガ制御 1 回に要する時間が 0.8sec である成形条件において、モーショントリガ制御を適用した際に生産性がどの程度低下するかを示している。モーショントリガ制御を 1 回適用することで生産性が約 15%低下し、3 回適用することで生産性が約 35%低下することがわかった。これらの生産性の低下率は、基準となる成形速度やモーショントリガ制御に要する時間によって変わるが、いずれにしても適用回数の増加にともない生産性が低下することは明らかである。したがって、モ

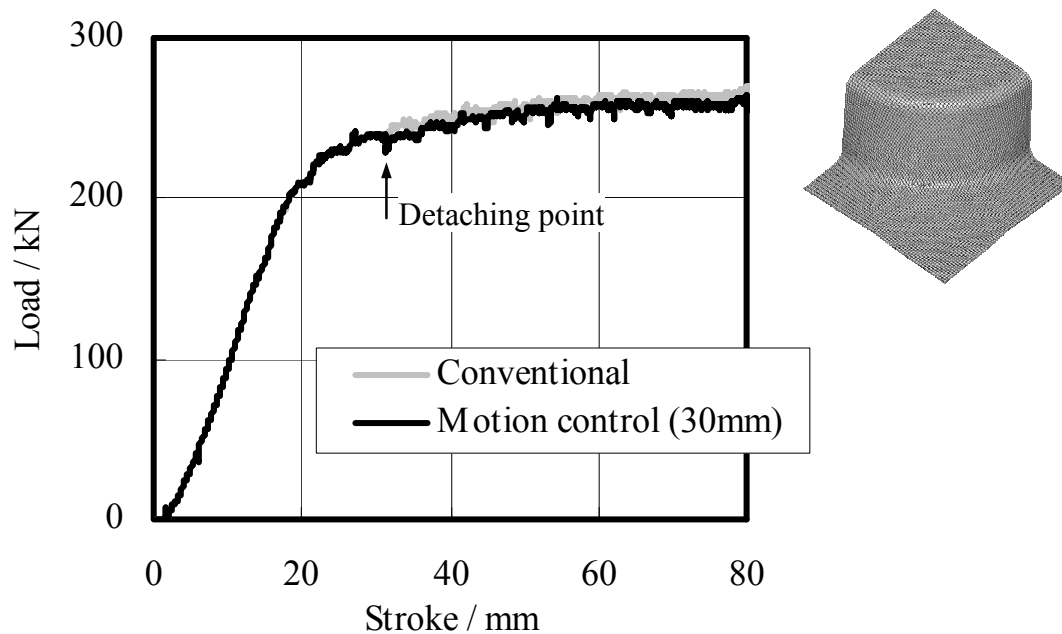
ーション制御の適用回数を増やすことで板厚改善量が増加するメリットがあるものの、一方で生産性が低下するというデメリットがあることがわかる。ーション制御を量産技術に適用する場合には、板厚改善効果と生産性低下の両者を考慮して、ユーザのニーズ・優先度に応じて適用回数を決定する必要がある。

ただし、サーボプレスには、プレス機のスライドを上死点まで戻さずに途中で反転させることで生産性を向上させるスライド反転機能が具備されており、生産性を低下させることなくーション制御を適用できる可能性がある。

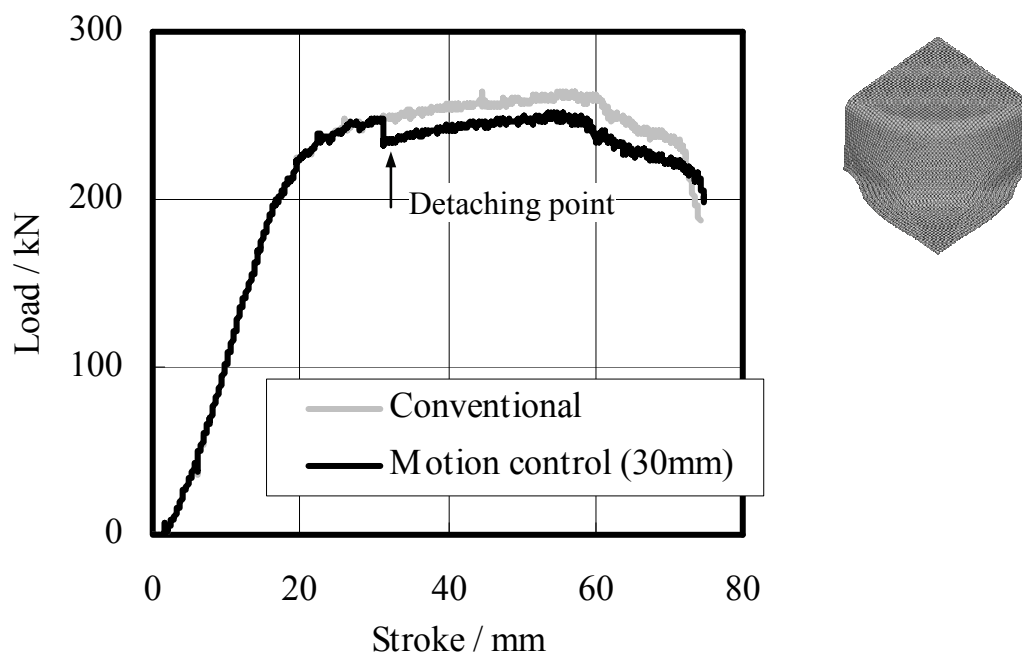
Fig.4-23 に示したようにーション制御適用時にスライドの反転機能を合わせて用いることで、通常成形以上の生産性を実現できる可能性があり、ーション制御の量産技術への適用が期待される。

Table 4-3 Experimental conditions of $\phi 180$ cup drawing test

Die diameter / mm	184
Punch diameter / mm	180
Punch shoulder radius / mm	8
Die shoulder radius / mm	8
Drawing height / mm	80
Blank size / mm	A) Square 320 B) Square 270
Blank holding force / kN	Blank A) 300 Blank B) 500

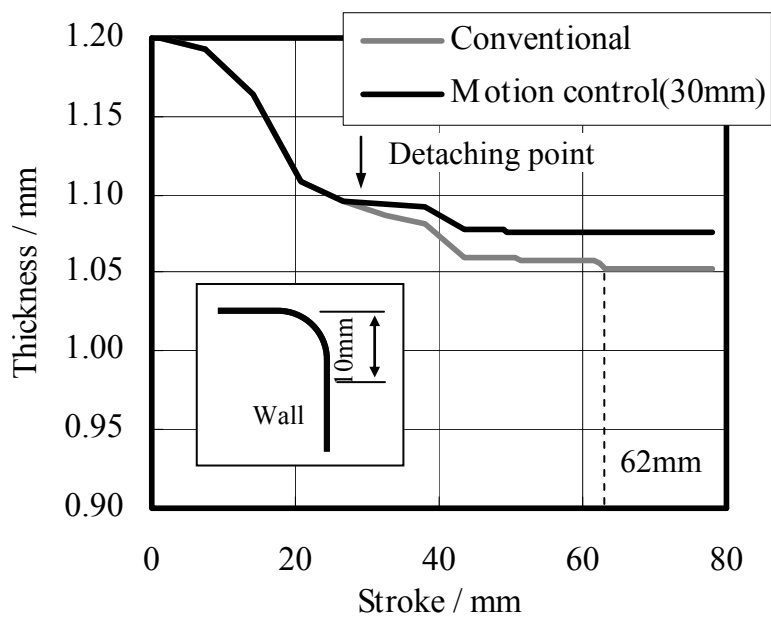


(a) Blank A ($\square 320 \times 320 \text{mm}$)

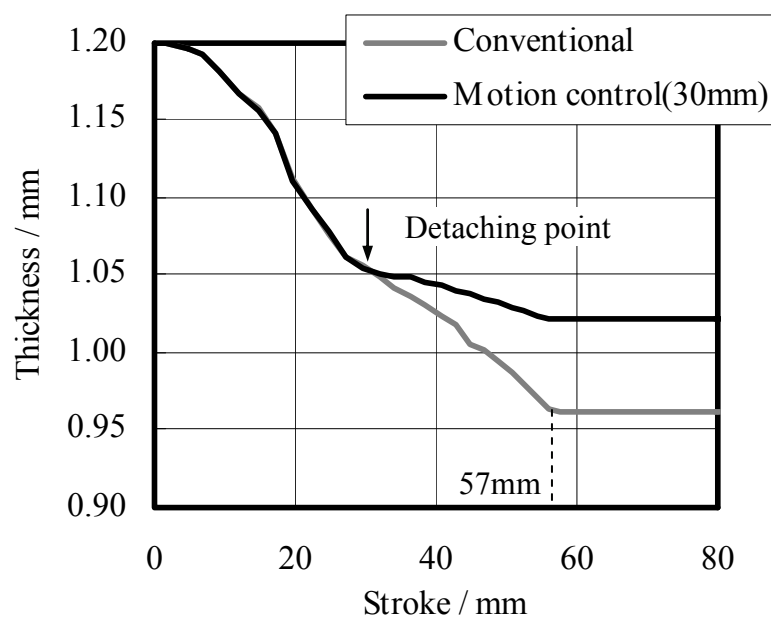


(b) Blank B ($\square 270 \times 270 \text{mm}$)

Fig. 4-10 Calculated load-stroke curves in motion control



(a) Blank A ($\square 320 \times 320$ mm)



(b) Blank B ($\square 270 \times 270$ mm)

Fig. 4-11 Change in wall thickness at the punch shoulder portion with press slide stroke

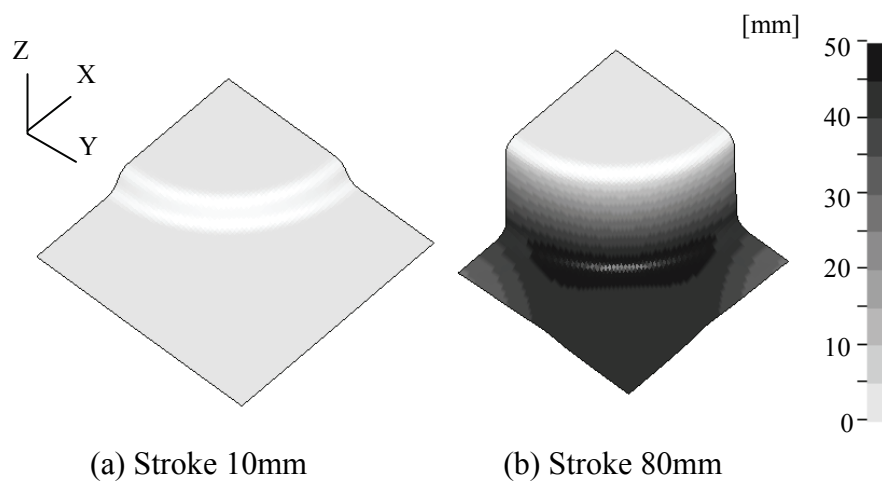


Fig. 4-12 Distribution of material displacement in XY-plane (Blank A)

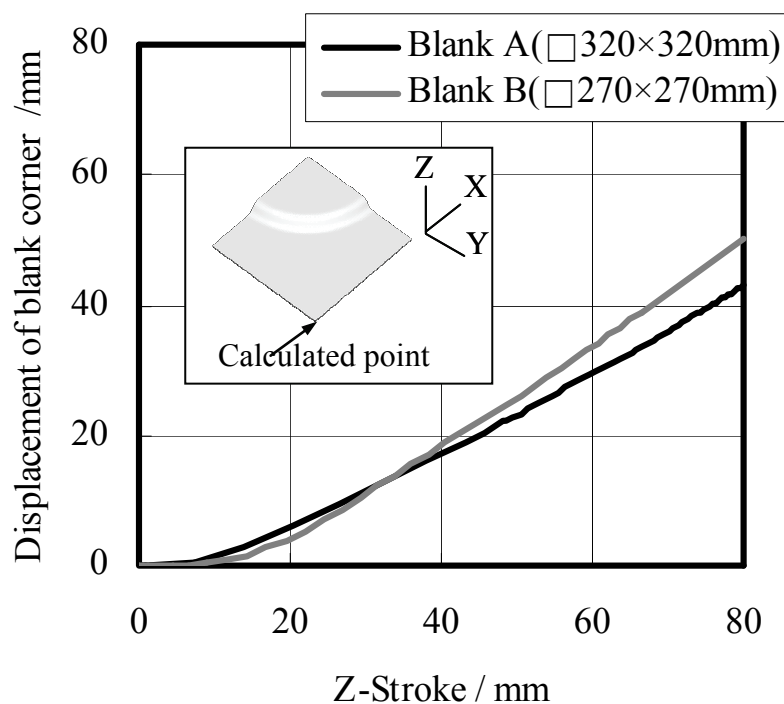


Fig. 4-13 Diagonal displacement of the blank corner on XY-plane during the cup drawing process

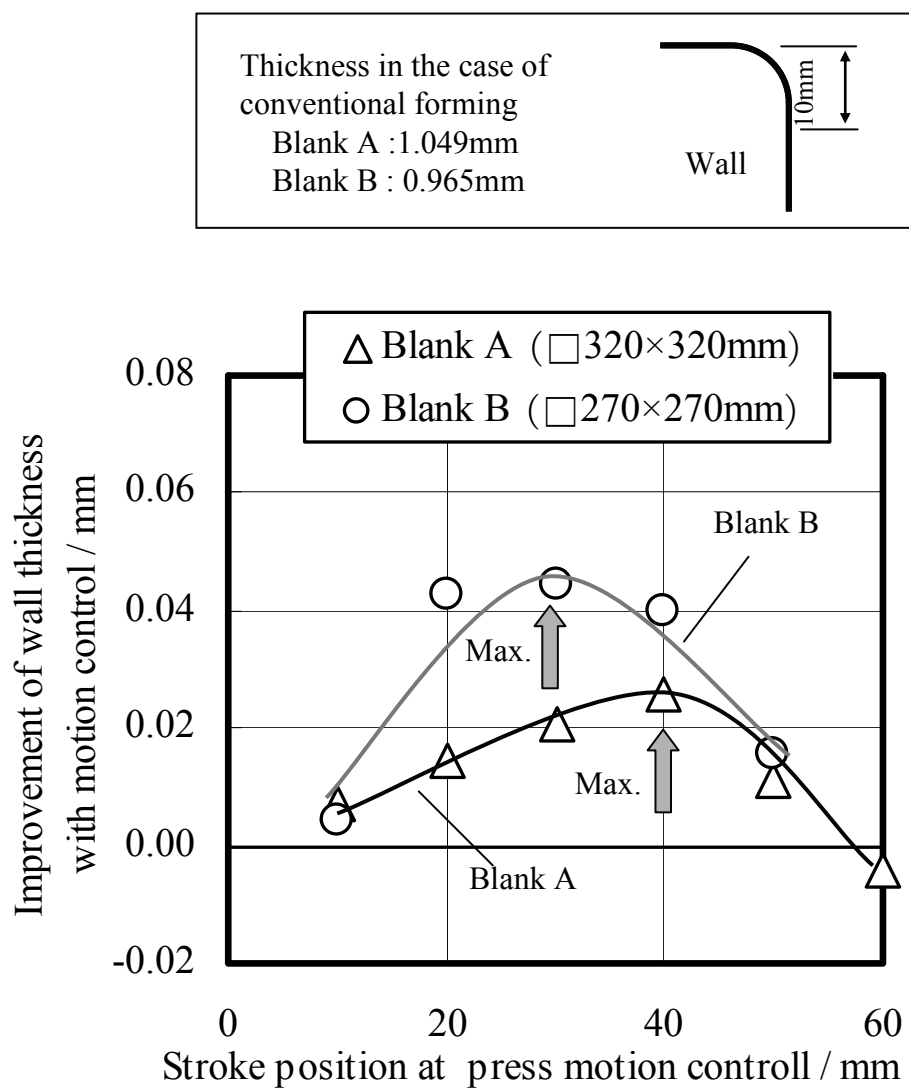
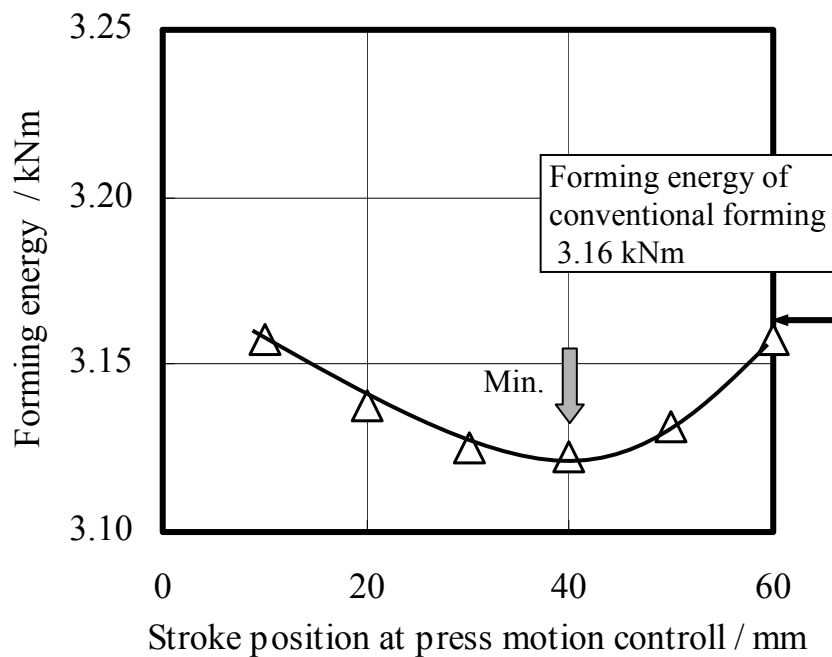
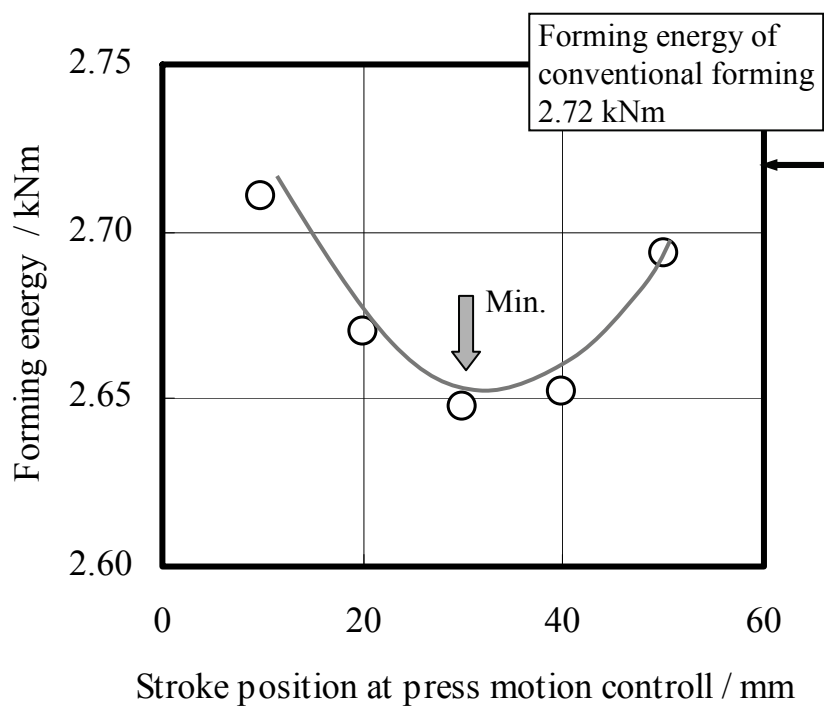


Fig. 4-14 Effect of motion control on improving thickness at the punch shoulder portion (Calculated results)

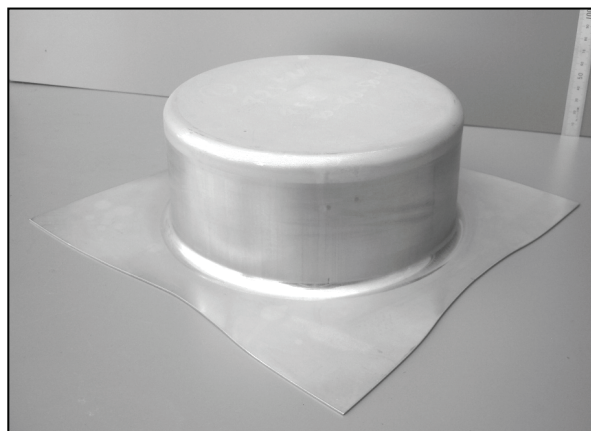


(a) Blank A ($\square 320 \times 320\text{mm}$)

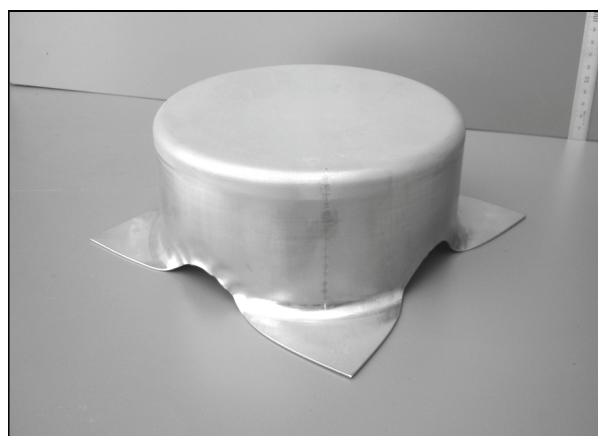


(b) Blank B ($\square 270 \times 270\text{mm}$)

Fig. 4-15 Forming energy of the cup drawing with motion control at each stroke position



(a) Blank A ($\square 320 \times 320\text{mm}$)



(b) Blank B ($\square 270 \times 270\text{mm}$)

Fig. 4-16 Overview of experimental cup drawing test panels

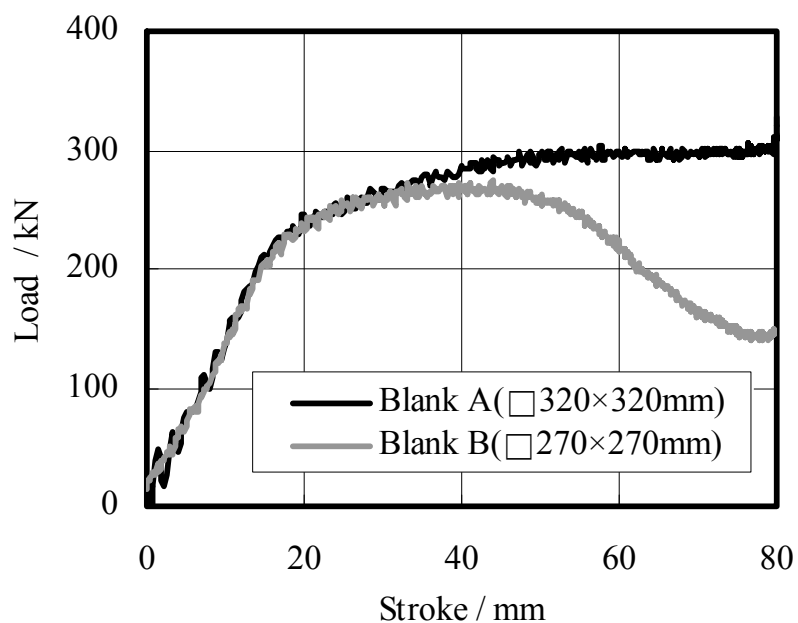


Fig. 4-17 Calculated load-stroke curves of motion control at 30mm stroke
in the case of blank A ($\square 320 \times 320\text{mm}$) and blank B ($\square 270 \times 270\text{mm}$)

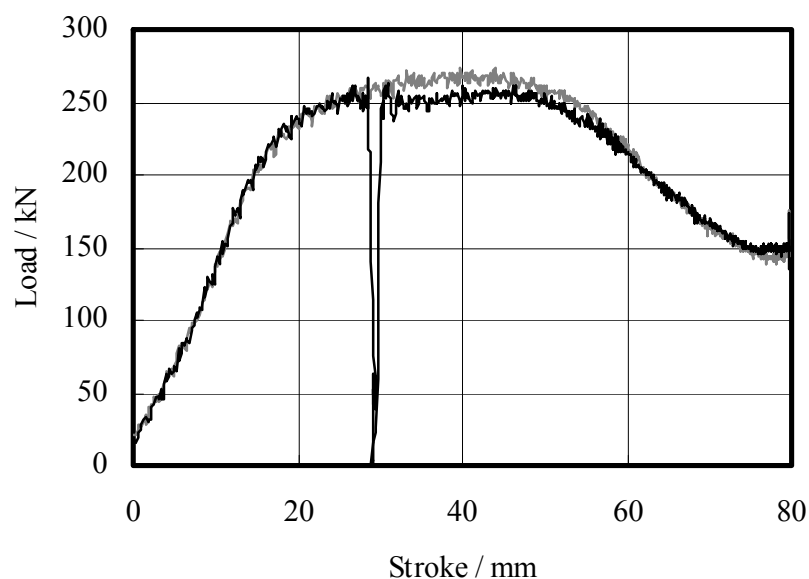
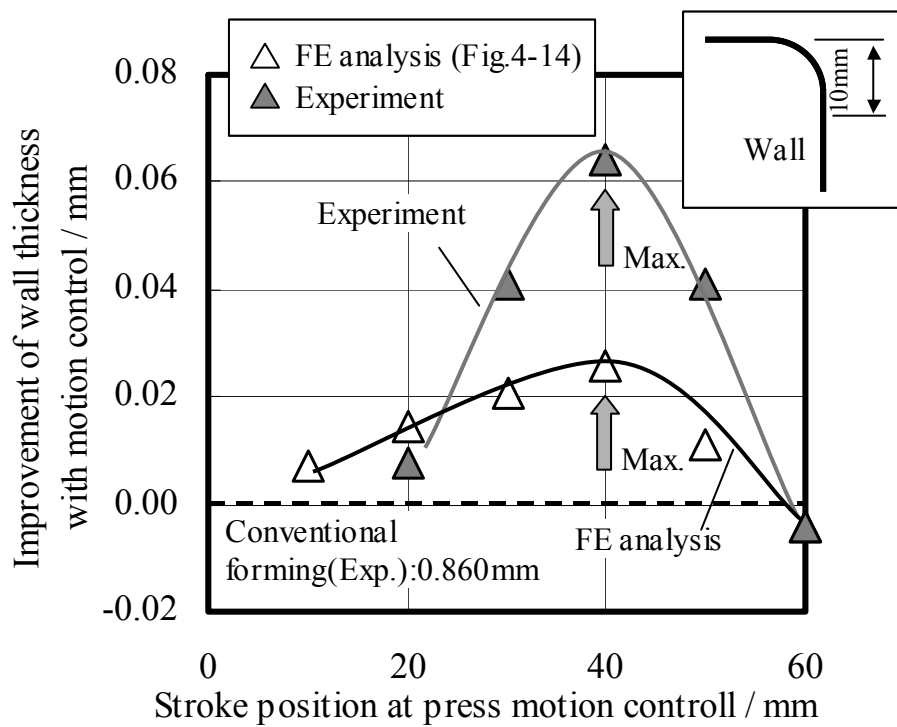
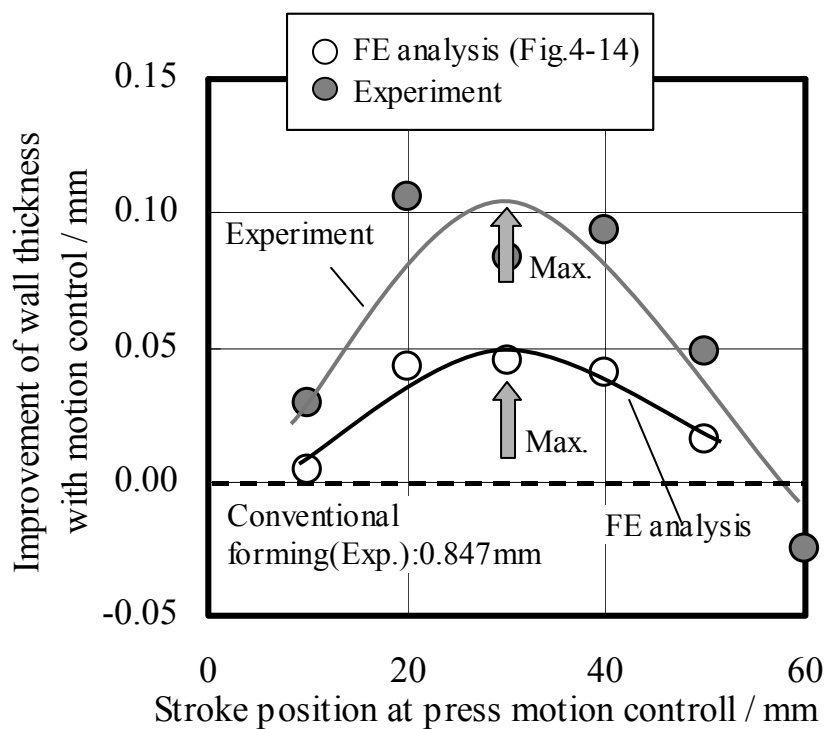


Fig. 4-18 Experimental load-stroke curves of motion control at 30mm stroke
in the case of blank B ($\square 270 \times 270\text{mm}$)



(a) Blank A ($\square 320 \times 320$ mm)



(b) Blank B ($\square 270 \times 270$ mm)

Fig. 4-19 Experimental results of effects of motion control on improving thickness at the punch shoulder portion

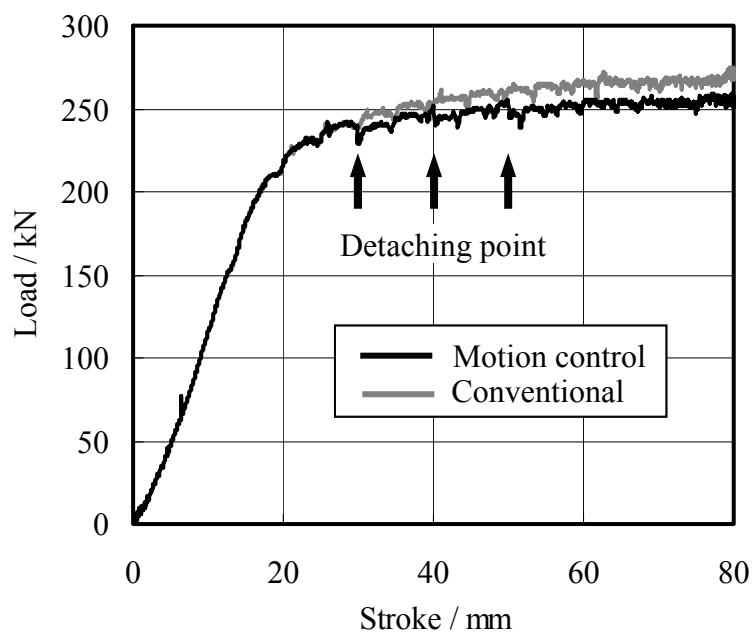


Fig. 4-20 Calculated load curves of motion control at 30,40,50 mm stroke
(Blank A : □320×320mm)

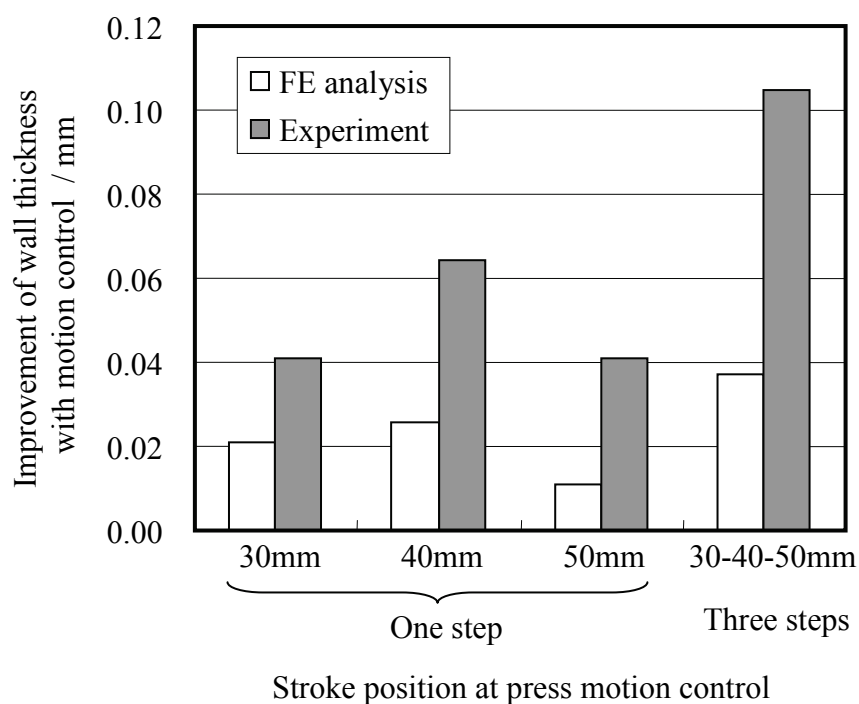


Fig.4-21 Effects of motion control at 30,40,50 mm stroke on improving the thickness of cup wall (Blank A : □320×320mm)

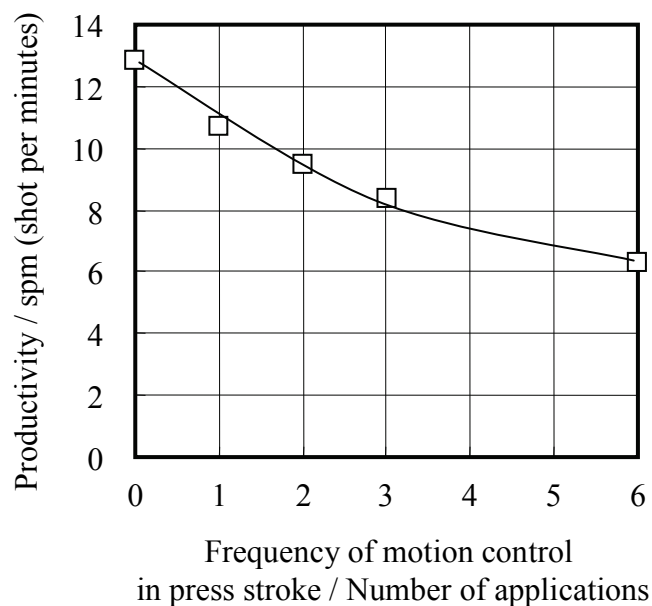


Fig. 4-22 Relationship between productivity and frequency of motion control

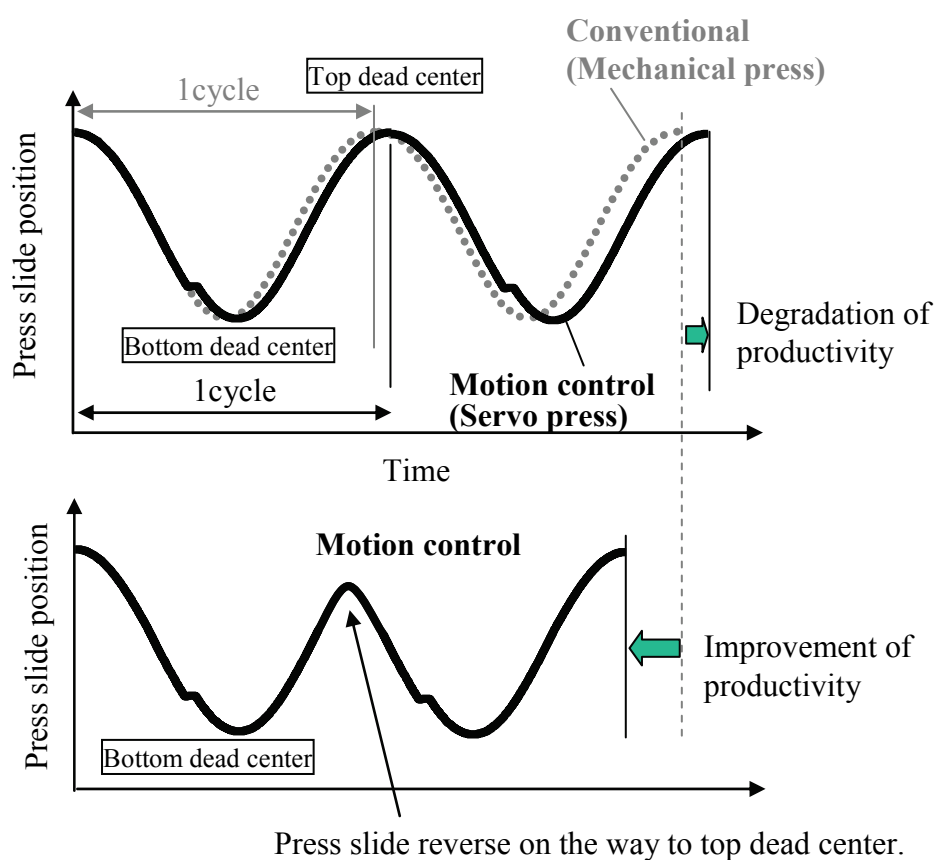


Fig.4-23 Improvement of productivity with slide motion control

4.5 まとめ

材料引抜き型および長尺工具引抜き型の摺動摩擦試験の結果から、摺動時の面圧、速度、摺動距離を考慮した非線形摩擦係数モデルを新たに提案するとともに、提案した非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析によりモーショントリプルの成形性を予測し、以下のことを明らかにした。

- (1) 工具と薄鋼板の摺動において、摺動距離の増加とともに鋼板表面の凸部が塑性変形を受けて平坦部の面積率が増加し、更に摺動距離が増加すると平坦部で油膜切れが発生し、乾燥摩擦領域が拡大することで見かけ上の摩擦係数が増加するという摩擦モデルを提案した。この考え方に基き、工具と鋼板間の見かけ上の摩擦係数は、面圧、速度の影響項と、摺動距離の影響項の和で表すことができることを示した。
- (2) 材料引抜き型摺動摩擦試験では、表面粗さの粗い鋼板表面に十分な潤滑油が塗布されており、鋼板は常に表面の深い凹部に潤滑油が十分に蓄えられた状態で工具の中に連続的に供給されるため、工具と鋼板表面の潤滑状態は混合潤滑状態にあると考えられ、摩擦係数に及ぼす面圧と速度の影響を定量化することができる。
- (3) 長尺工具引抜き型摺動摩擦試験では、摺動距離の増加とともに鋼板表面の同じ部位が繰り返し摺動を受けると、摺動初期に鋼板表面に蓄えられた潤滑油は次第に減少し、工具からも十分な潤滑油が供給されないため、乾燥摩擦領域が拡大して摩擦係数が増加すると推察される。したがって、工具引抜き型摺動摩擦試験の結果から、摺動距離の増加による鋼板表面の油膜切れに起因した摩擦係数の増加量が定量化できる。

- (4) 面圧 p , 速度 V , 摺動距離 L の影響を考慮した, 次の非線形摩擦係数モデル式を提案した.

$$\mu(p, V, L) = a \cdot \ln(V) + b \cdot \ln(p / YS \times 10^3) + c + d \cdot L$$

面圧・速度依存性に関するパラメータは材料引抜き型摺動摩擦試験により, 摺動距離依存性に関するパラメータは長尺工具引抜き型摺動摩擦試験により容易に決定することができ, FEM 解析への応用も容易であるため工業的にも有用性が高いモデルである.

- (5) 提案した非線形摩擦係数モデルを FEM 成形解析に適用することにより, 従来の摩擦係数一定の成形解析に比べ, 摺動距離の比較的大きい円筒絞り成形において, 荷重—ストローク特性および縦壁部板厚分布などを精度良く予測できる. 更に摺動距離の長いパネルの成形性予測のためには, 摺動距離依存モデルの非線形化が必要な可能性も考えられ今後の課題である.
- (6) 非線形摩擦係数モデルによる FEM 成形解析を用いることで, サーボプレスのモーション制御の成形性を予測することができる. FEM 成形解析および円筒深絞り実験の結果から, 3 章で提案したモーション制御を円筒絞り成形に適用することにより, 従来の成形方法に比べて板厚が増加し成形性が改善されることが検証された.
- (7) $\phi 180\text{mm}$ 円筒絞り成形において, ブランク寸法が $\square 320 \times 320\text{mm}$ の場合はストローク 40mm の位置で, $\square 270 \times 270\text{mm}$ の場合はストローク 30mm の位置で, モーション制御による成形性改善効果が最大になることが明らかになった. FEM 解析結果と実験結果の傾向は良く一致しており, 非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析により, モーション制御を適用するのに効果的なストローク位置を予測できることが検証された.
- (8) 成形性改善効果が得られるモーション制御の適用位置を事前に予測するこ

とで，生産性を大きく阻害しない効率的なプレスモーションを決定することができ，自動車用部品などの量産技術にモーション制御を適用することができる可能性がある．

4.6 参考文献

- 4-1) Wilson,W.R.D., Hsu,T.C. & Huang,X.B.:Trans.ASME J. Eng. Ind., **117**-2(1981), 202-209.
- 4-2) Nakamura,Y.,Nakamachi,E. & Wagoner,R.H. : Proceedings of 3rd International Conference of Computational Plasticity Fundamentals and Applications, (1992), 1301-1310.
- 4-3) 橋本浩二・吉田亨・栗山幸久・伊藤耿一：塑性と加工, **47**-544(2006), 399-403.
- 4-4) 橋本浩二・磯貝栄志・吉田亨・栗山幸久・伊藤耿一：塑性と加工, **49**-573(2008), 995-999.
- 4-5) 麻寧緒・杉友宣彦：平成 21 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2009), 35-36.
- 4-6) 麻寧緒・杉友宣彦・久野拓律・田村慎太郎・中哲夫：第 63 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2012), 491-492.

第 5 章

結論

5.1 研究の成果

本論文では、自動車部品のような大型パネルの絞り成形における高強度鋼板の成形性向上技術を開発するため、

- ① 高強度鋼板の摺動摩擦特性に及ぼす面圧・速度・摺動距離の影響
- ② 絞り成形時の潤滑性を改善するプレスモーション制御
- ③ 非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析による絞り性向上に有効なプレスモーション制御の予測

について研究し、以下の結論を得た。

5.1.1 高強度鋼板の摺動摩擦特性に及ぼす面圧・速度・摺動距離の影響（第2章）

自動車用パネル部品に適用される引張強さ 270MPa 級の軟質冷延鋼板、骨格部品に適用される 590MPa 級高強度冷延鋼板、および 980MPa 級超高強度冷延鋼板を用いて、材料引抜き式摺動摩擦試験および長尺工具引抜き式摺動摩擦試験を行い、以下のことを明らかにした。

- (1) 材料引抜き式の摺動摩擦試験では、980MPa 級高強度鋼板でも、軟鋼板と同じく工具と材料間の面圧、相対速度が増加すると、摺動時の摩擦係数が減少する。鋼板の降伏点が高くても、高面圧下の摺動時には鋼板表面の凸部は塑性変形を受けて平坦化されることが観察され、軟鋼板と同じメカニズムで静圧流体摩擦により摩擦係数が減少すると推定される。
- (2) 材料引抜き型の摺動摩擦試験での摩擦係数は、試験片表面に生成された平坦部の面積率と相関が強いことがわかった。平坦化された部分は潤滑油を介した流体潤滑状態になると推定され、平坦部の面積率が大きいほど摩擦係数の

低い領域が増えることになるため、工具と材料間の摩擦係数と材料表面の平坦部の面積率との間に強い相関があると考えられる。

- (3) 引張強さ 270～980MPa の範囲において、材料強度がことなっているにもかかわらず、強度比に応じた面圧を負荷することにより、鋼板表面の凸部は同じように塑性変形して平坦化され、工具と材料間の摩擦係数は材料表面の平坦部面積率で同じように整理できることが明らかになった。
- (4) 長尺工具引抜き型の摺動摩擦試験では、工具を防錆油で潤滑した場合には、鋼種によらず摺動開始直後から摩擦係数が増加し始め、摺動距離の増加にともない、鋼板表面の平坦部面積率が増加し摩擦係数は増加する。摩擦係数の増加は生成された平坦部での油膜切れが生じ乾燥摩擦領域が拡大したことが原因と考えられる。工具を脱脂した条件では、比較的短い距離を摺動した段階で、工具と材料の間にかじりが発生し摩擦係数が急激に増加した。これに対し工具をテフロンで潤滑した場合には、摺動距離にともなう摩擦係数の増加は見られず、摺動距離にともなう摩擦係数の増加は潤滑油に起因した現象であることが間接的に証明された。
- (5) 長尺工具引抜き式の摺動摩擦試験において、摩擦係数が急激に増加する前の摺動距離の範囲では、摺動距離の増加にともなう摩擦係数の増加率は面圧によらずほぼ同じ程度であった。
- (6) 自動車用部品などの大型パネルの絞り成形では、上金型としわ抑え面に挟まれた被加工材のフランジ部は、長距離にわたって摺動を受けながら金型内に流入するため、成形の進行にともない摺動距離が増加し摩擦係数が増加すると考えられる。これにより成形荷重が増加し、割れに対する成形性が劣化する可能性がある。
- (7) 引張強さ 980MPa 級の高強度鋼板であっても、工具と材料間の摩擦係数は材

料表面に生成される平坦部の面積率で整理することができ、摺動摩擦特性は軟鋼板と同じメカニズムで整理できることが明らかになった。微視的に見れば鋼板表面凸部の塑性変形挙動の違いによるミクロプールの生成状態の影響や、鋼板の金属組織や結晶粒の大きさの影響など、軟鋼板と高強度鋼板の摺動摩擦特性の違いについては議論の余地はあるが、巨視的に見れば、面圧、速度、摺動距離が摺動摩擦特性に及ぼす影響について、軟鋼板および高強度鋼板ともに同じ考え方でモデル化することができると言える。

5.1.2 絞り成形時の潤滑性を改善するプレスモーション制御（第3章）

長尺工具引抜き型の摺動摩擦実験の結果から、絞り成形時の潤滑性を改善できるプレスモーション制御を新たに提案し、円筒深絞り成形実験、自動車部品による成形実験を実施し、以下のことを明らかにした。

- (1) 長尺工具引抜き型摺動摩擦実験により、摺動距離が増加するにしたがい工具と試験材間の摩擦係数は増加するが、摺動途中で工具と試験材を一旦離すだけで潤滑状態が改善され摩擦係数が減少することが明らかになった。このことは従来にない新しい知見である。プレス成形時にこの動作を繰り返すことにより、金型と被加工材間の摩擦係数を低い状態に保つことができると考えられる。
- (2) この原理を応用した、絞り成形時の潤滑性を改善する新成形技術を提案した。開発技術は、絞り成形工程の途中で積極的に金型を被加工材から離すことを特徴としている。開発技術を適用することにより、従来の成形方法に比べ被加工材の割れ危険部に生じる張力が軽減され、割れに対する成形余裕度が拡大し鋼板の深絞り性を向上させることができる。

- (3) サーボプレスとサーボクッションを連動させたモーション制御システムを開発し、実物大の自動車部品金型を用いて開発技術により高強度鋼板の絞り成形性が向上することを検証した。開発技術は、自動車部品のような大きな金型を用いた量産プレスにも適用可能な技術である。本研究では、一般的なプレス成形で使用される動粘度 $3\sim 10\text{mm}^2/\text{s}$ の範囲の潤滑油を使用し、絞り成形における成形性向上効果を検証した。
- (4) 開発技術は、長距離にわたり連続して摺動を受ける被加工材の潤滑性を改善できることが特長であり、成形時の摺動距離が長い大型パネルの絞り成形に有効であり高強度鋼板の絞り性を向上させることができる。開発技術の適用により、自動車部品への高強度鋼板適用拡大が期待される。

5.1.3 非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析による絞り性向上に有効なプレスモーション制御の予測（第4章）

材料引抜き型および長尺工具引抜き型の摺動摩擦試験の結果から、摺動時の面圧、速度、摺動距離を考慮した非線形摩擦係数モデルを新たに提案するとともに、提案した非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析によりモーション制御の成形予測を行い、以下のことを明らかにした。

- (1) 工具と薄鋼板の摺動において、摺動距離の増加とともに鋼板表面の凸部が塑性変形を受けて平坦部の面積率が増加し、更に摺動距離が増加すると平坦部で油膜切れが発生し、乾燥摩擦領域が拡大することで見かけ上の摩擦係数が増加するという摩擦モデルを提案した。この考え方に基き、工具と鋼板間の見かけ上の摩擦係数は、面圧、速度の影響項と、摺動距離の影響項の和で表すことができることを示した。

- (2) 材料引抜き型摺動摩擦試験では、表面粗さの粗い鋼板表面に十分な潤滑油が塗布されており、鋼板は常に表面の深い凹部に潤滑油が十分に蓄えられた状態で工具の中に連続的に供給されるため、工具と鋼板表面の潤滑状態は混合潤滑状態にあると考えられ、摩擦係数に及ぼす面圧と速度の影響を定量化することができる。
- (3) 長尺工具引抜き型摺動摩擦試験では、摺動距離の増加とともに鋼板表面の同じ部位が繰り返し摺動を受けると、摺動初期に鋼板表面に蓄えられた潤滑油は次第に減少し、工具からも十分な潤滑油が供給されないため、乾燥摩擦領域が拡大して摩擦係数が増加すると推察される。したがって、工具引抜き型摺動摩擦試験の結果から、摺動距離の増加による鋼板表面の油膜切れに起因した摩擦係数の増加量が定量化できる。
- (4) 面圧 p 、速度 V 、摺動距離 L の影響を考慮した、次の非線形摩擦係数モデルを提案した。

$$\mu(p, V, L) = a \cdot \ln(V) + b \cdot \ln(p / YS \times 10^3) + c + d \cdot L$$

面圧・速度依存性に関するパラメータは材料引抜き型摺動摩擦試験により、摺動距離依存性に関するパラメータは長尺工具引抜き型摺動摩擦試験により容易に決定することができ、FEM 解析への応用も容易であるため工業的にも有用性が高いモデルである。

- (5) 提案した非線形摩擦係数モデルを FEM 成形解析に適用することにより、従来の摩擦係数一定の成形解析に比べ、摺動距離の比較的大きい円筒絞り成形において、荷重－ストローク特性および縦壁部板厚分布などを精度良く予測できる。更に摺動距離の長いパネルの成形性予測のためには、摺動距離依存モデルの非線形化が必要な可能性も考えられ今後の課題である。
- (6) 非線形摩擦係数モデルによる FEM 成形解析を用いることで、サーボプレス

のモーション制御の成形性を予測することができる。FEM 成形解析および円筒深絞り実験の結果から、3 章で提案したモーション制御を円筒絞り成形に適用することにより、従来の成形方法に比べて板厚が増加し成形性が改善されることが検証された。

- (7) $\phi 180\text{mm}$ 円筒絞り成形において、ブランク寸法が $\square 320 \times 320\text{mm}$ の場合はストローク 40mm の位置で、 $\square 270 \times 270\text{mm}$ の場合はストローク 30mm の位置で、モーション制御による成形性改善効果が最大になることが明らかになった。FEM 解析結果と実験結果の傾向は良く一致しており、非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析により、モーション制御を適用するのに効果的なストローク位置を予測できることが検証された。
- (8) 成形性改善効果が得られるモーション制御の適用位置を事前に予測することで、生産性を大きく阻害しない効率的なプレスモーションを決定することができ、自動車用部品などの量産技術にモーション制御を適用することができる可能性がある。

5.1.4 開発技術の適用範囲

本研究で提案した非線形摩擦係数モデルの適用範囲を **Table 5-1** に、モーション制御の適用範囲を **Table 5-2** に示す。

Table 5-1 Range of application of new nonlinear friction coefficient model.

Material		Tensile strength 270~980MPa Cold rolled steel sheets
Condition of sliding tests	Contact pressure / MPa	5~100 (270MPa steel : 5~40)
	Sliding speed / $\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$	3.3~200
	Dynamic viscosity of lubricants / $\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	10
	Temperature / $^{\circ}\text{C}$	Room temperature
	Sliding length / mm	~125

Table 5-2 Range of application of new motion control.

Material		Tensile strength 270~780MPa Cold rolled steel sheets Galvannealed steel sheets
Shape of stamped panels		Cup drawing ($\phi 33, 180$) Automotive panels (Fender panel, Rear side sill)
Stamping condition	Position of motion control in press stroke / mm	10~60 (In the case of cup drawing)
	Frequency of motion control / Number of applications	1~6
	Dynamic viscosity of lubricants / $\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	3~10
	Forming height / mm	~80
	Sliding length / mm	~50

5.2 今後の展開と研究課題

5.2.1 高強度鋼板の摺動摩擦特性のメカニズム

本論文では、鋼板表面の凸部の変形状態と潤滑状態の関係から、軟鋼板および高強度鋼板ともに同じ考え方で面圧、速度、摺動距離が摺動摩擦特性（摩擦係数）に及ぼす影響をモデル化することができると考え、新しい非線形摩擦係数モデルを提案した。これにより、円筒絞り成形時の荷重予測精度が向上するとともにモーション制御の成形性を予測できることを検証し、提案した摩擦係数モデルは工業的にも有用で実用上問題なく使用できることを明らかにした。ただし、微視的に見れば鋼板表面凸部の塑性変形挙動の違いによるミクロプールの生成状態の影響や、鋼板の金属組織や結晶粒の大きさの影響など、高強度鋼板と軟鋼板の表面の変形状態には違いがある可能性がある。高強度鋼板の摺動摩擦特性に関するメカニズムを明らかにするためには、これらの影響を議論する余地があり今後の課題である。

5.2.2 非線形摩擦係数モデルの精度向上・適用範囲拡大

本論文で提案した面圧、速度、摺動距離の影響を考慮した非線形摩擦係数モデルでは、摺動距離依存項である $g(L)$ は摺動距離に比例して摩擦係数が増加する L の一次関数とした。本研究で対象とした円筒絞り成形では、フランジ部の摺動距離は最大でも 40～50mm であり、Fig.4-3 に示した摺動摩擦試験結果とモデル式による計算値との間で差が小さい範囲に相当し荷重予測精度も良好であった。摺動距離 50mm 以上の範囲では、工具を潤滑していない場合と工具を潤滑している場合とで摩擦係数は乖離しており、実際のプレス成形ではこれらの条件の範囲内にあると考えられるが、この範囲の中でどのような摩擦係数にな

るかについては知見がない。したがって、より摺動距離が長いパネルの成形性を精度よく予測するためには、摺動距離 50mm 以上における摩擦係数の予測精度が重要であり、摺動距離が摩擦係数に及ぼす影響の非線形性に関する検討を含め、長距離摺動時の摩擦係数の予測精度向上は今後の課題である。

本論文では平板の引抜き型摺動摩擦試験により、鋼板表面プロファイルの変化を観察し、金型と鋼板間の摺動摩擦特性に及ぼす鋼板表面プロファイルの影響を考察しているが、実際の絞り成形ではフランジ部は縮みフランジ変形を受けるため、成形中に塑性変形により鋼板表面プロファイルが変化することが推察される。本研究の円筒絞り成形では、平板の摺動摩擦試験結果から導出した非線形摩擦係数モデルによる成形解析結果と実験結果とで成形荷重の増加率はほぼ同程度であり、巨視的に見れば摩擦係数の増加率すなわち乾燥摩擦領域の増加率 α は、平板の摺動摩擦試験と円筒絞り成形のフランジ部とで同じレベルと考えられる。ただし、微視的に見れば、フランジ部では場所によって表面プロファイル変化の状況がことなる可能性も考えられ、提案した非線形摩擦係数モデルの予測精度向上のためにプレス成形時の塑性変形による鋼板表面プロファイル変化を考慮することは興味深く今後の課題である。

また、開発した非線形摩擦係数モデルに汎用性を持たせるためには、本論文での検討範囲外である、工具材質や工具の表面粗さ、グリースなど極端に粘度の高い潤滑油などの影響を確認する必要がある、非線形摩擦係数モデルの適用範囲を拡大するための課題と言える。

近年、自動車のアンダーボデーに適用される高強度鋼板には、耐食性を確保するために亜鉛めっき鋼板が使用されることが多い、合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)、純亜鉛電気めっき鋼板(EG)や純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)などのめっき鋼板は、鋼板表面に薄い亜鉛めっき層が存在し、めっきの種類によってその表面

プロファイルやめっき層の硬さが大きくことなる。また、めっき層は亜鉛系が主体であるので、冷延鋼板と亜鉛めっき鋼板とでは、鋼板表面と金型との凝着力にも違いがある。しかしながら、鋼板と金型間の摩擦係数は、面圧、速度の依存項と摺動距離の依存項の和で表現できるという基本的な考え方は、亜鉛めっき鋼板にも同じように適用できると考えられる。めっき層が軟らかいめっき鋼板の場合には、摺動時の面圧が増加するとめっきが工具に移着し逆に摩擦係数が高くなる場合もあると考えられる。しかし、本モデルで選択した面圧の増加にともない摩擦係数が減少するモデル関数は見直す必要があるかもしれないが、材料引抜き型摺動摩擦試験で面圧、速度の影響を評価し、長尺工具引抜き型摺動摩擦試験で摺動距離の影響を評価する、本研究で提案した基本的な考え方は同じように適用できる。めっき鋼板の場合でも、摺動摩擦試験により摩擦係数を測定し、同じように面圧・速度依存項および摺動距離依存項の各パラメータを同定すればよい。以上のように、本論文で提案した非線形摩擦係数モデルの考え方は、冷延鋼板だけではなく亜鉛めっき鋼板などにも広く展開できる可能性がある。

5.2.3 モーション制御の生産性向上・適用範囲拡大

モーション制御を大型パネルのプレス成形に適用する場合には、サーボプレスやクッション装置などのハードウェアの応答性が課題になる。特に、本論文で提案したモーション制御は成形途中でスライドやしわ抑え位置を後退させることを特徴としており、数百 mm/s で動作している大型機械に対し、減速、停止、後退という動作を繰り返させる必要がある。通常のプレス成形に比べ生産性を著しく劣化させないためには、金型と被加工材を離す距離も極力少なくする必要がある。金型と被加工材を確実に分離するためにはプレス機スライドの位置

制御精度も重要になる。

開発したモーション制御を自動車用パネルの量産技術に適用するためには、モーション制御の生産性向上が重要な課題であり、そのためにはサーボプレスやクッション装置の応答性や位置制御精度の向上が必要である。サーボプレスの技術開発はプレス機メーカーを中心に精力的に進められており、今後の技術開発が期待される。

また、自動車用パネルなどの実部品の形状は単純な絞り成形だけではなく、絞り・張出しの複合成形である場合が多い。開発したモーション制御の絞り・張出し複合成形への適用性を確認し、開発技術の適用範囲を見極めていく必要がある。

5.2.4 モーション制御の成形性予測の自動化・予測精度向上

本論文では、絞り成形性向上に効果的なモーション制御の適用位置を、非線形摩擦係数モデルを用いた FEM 成形解析により算出される加工エネルギーに着目して予測している。任意のストローク位置でモーション制御を適用した場合の成形解析を行い、その中から加工エネルギーが最も小さくなる位置を選定している。一般的にプレス成形では、プレス品の形状に応じて荷重－ストローク特性がことなる。自動車車体は 200～300 個の部品で構成されており、大量の金型に対してモーションを設定するためには、効率的に最適な適用位置を算出する仕組みが必要である。量産技術に広く適用するためには、FEM 成形解析と最適化手法を練成させた仕組みを開発し、効果的なモーションが自動的に算出されるシステムを開発することが課題である。

モーション制御の成形性予測精度を更に向上させるためには、プレス機のスライド位置やクッション圧力の制御応答などの機械特性を組み込んだ成形解析

を行う必要がある。モーション制御ではスライドやクッション装置を加減速させるため、慣性力の影響で応答に遅れが発生する。また、一旦金型を被加工材から離れた後に成形を再開する場合には、金型でしわ抑えをタッチする際にサージ圧が発生し、しわ抑え力が大きく変動する可能性がある。このような制御系や機械系の応答性の遅れは、生産性向上のために成形速度を上げるほど顕著になり、成形性への影響は無視できないレベルになると予想される。将来的には、プレス機全体の機械的な応答とプレス成形解析を練成させたシステムを開発することが課題であり、計算機の処理速度の向上とともにこれらのシミュレーションは現実的な検討課題になると予想される。

謝辞

指導教官である本学真鍋健一教授には、本研究の指導を受け入れて頂いたことに感謝するとともに、論文執筆に至るまで終始丁寧にご指導頂き大変感謝しております。心よりお礼申し上げます。本学楊明教授、小林訓史准教授、高橋智准教授には、学位論文審査会を通じ丁寧にご指導頂き感謝の意を表します。

元 JFE スチール株式会社 阿部英夫氏には、薄鋼板のプレス成形の研究に従事する機会を与えて頂きました。JFE スチール株式会社 吉武明英研究技監には、サーボプレスの導入など研究開発環境の整備にご尽力頂くとともに、新モーション制御 JIM-Form®の開発に多大なるご支援を頂きました。山崎雄司部長には、モーション制御による潤滑性改善効果をはじめ、共同研究者として多くのご助言を頂きました。稲積透主席研究員、占部俊明部長には、学位取得の機会を与えて頂くとともに会社業務との両立にご配慮頂きました。アイダエンジニアリング株式会社井村隆昭氏、久野拓律氏には、サーボプレスによるモーション制御の自動化にご協力頂きました。皆様からのご指導、ご支援のお蔭で、本研究を学位論文にまとめることができました。心よりお礼申し上げます。

最後に、休日を返上しての研究活動、論文執筆に理解を示し協力してくれた、妻と二人の息子達に感謝します。